

Forcierte Kühlung zur Steigerung der Ausnutzung permanentmagneterregter Außenläufermaschinen

1. Einführung

Direktantriebe wie z. B. Kleinwindenergiegeneratoren (KWEG), Aufzugs- und Radnabenmotoren werden vorteilhaft mit hochpoligen permanentmagneterregten Synchronmaschinen in Außenläuferbauweise ausgeführt, wobei das Ziel eine möglichst hohe elektromagnetische Ausnutzung ist. Ein Maß dafür ist die Esson'sche Ausnutzungsziffer C . Sie gibt an, welches Drehmoment im magnetisch wirksamen Bohrungsvolumen erzeugt werden kann und ist proportional zum Produkt aus magnetischer Luftspaltinduktion B_δ und Strombelag A . Bedingt durch die Sättigung des Eisens im Zahn ab ca. 1,7 T und die damit verbundene Einschränkung der Luftspaltinduktion auf ca. 1,1 T, ist die Steigerung der Ausnutzung im Wesentlichen über eine Erhöhung des Strombelags möglich, was eine intensiviertere Kühlung der Maschine erfordert [1]. Bei eigengekühlten Außenläufern resultiert aus den schlechten Kühlungsbedingungen des innenliegenden Stators die Notwendigkeit einer Ausnutzungseinschränkung ($C \leq 2 \text{ kVA} \cdot \text{min}/\text{m}^3$). Eine Alternative bietet die intensiviertere Statorrohrkühlung, wobei im Anwendungsfall des Kleinwindenergiegenerators durch eine als Konfusor ausgeführte Rotornabe die Windströmung ohne Einsatz eines Fremdlüfters als Kühlmedium genutzt werden kann [3].

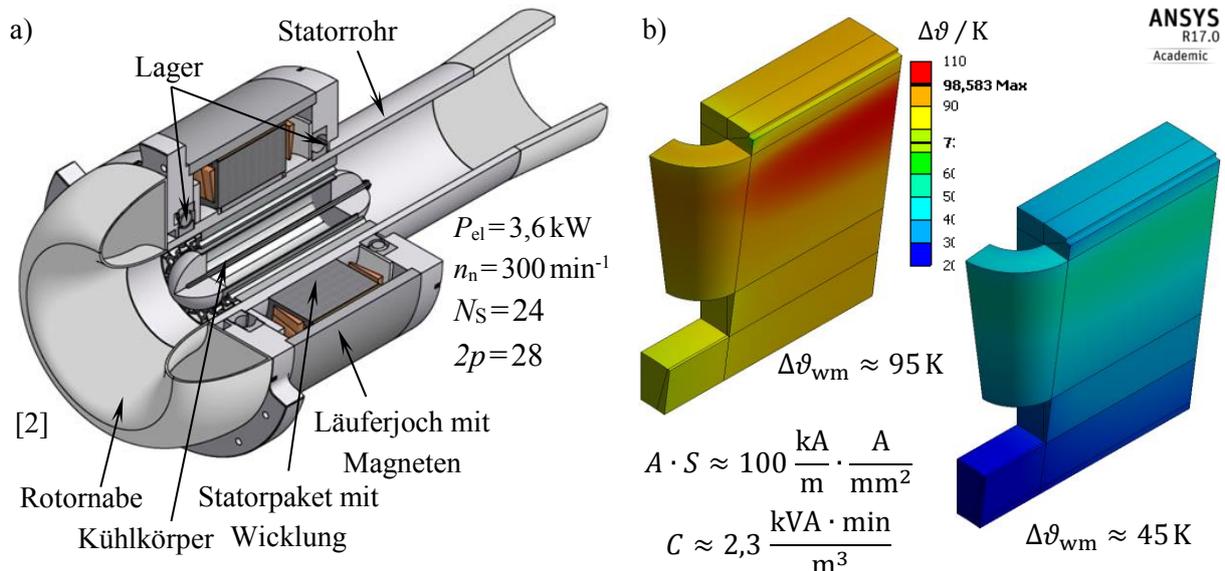


Abb. 1: Kleinwindenergiegenerator mit intensivierter Statorrohrkühlung: Aufbau (a) und Abschätzung des Potentials der Kühlungsmethode (b), links ohne und rechts mit forcierter Kühlung bei $I_S = 14 \text{ A}$ (mittlere Wicklungstemperatur $\Delta\vartheta_{wm}$)

In Abb. 1b resultiert aus der thermischen FE-Berechnung für eine hochausgenutzte elektrische Maschine mit intensivierter Statorrohrinnenkühlung eine maximale Übertemperatur von etwa 45 K und damit eine Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zur maximal zulässigen mittleren Wicklungstemperatur von ca. 60 K (Isolierstoffklasse F, $\Delta\vartheta_{\max} = 105$ K). Der zulässige Strangstrom und damit die elektromagnetische Ausnutzung können um ca. 40% erhöht werden. Diese These ist am Anwendungsbeispiel des Kleinwindenergiegenerators zu überprüfen, wobei sich aus dem Verhalten im Inselbetrieb weitere Kriterien zur elektromagnetischen Ausnutzung ergeben.

2. Wicklungsauslegung und elektromagnetisches Modell

Hochpolige Direktantriebe werden mit dem Ziel ausgeführt, ein großes Drehmoment bei niedriger Drehzahl zu erreichen. Das Verhältnis von aktiver Eisenlänge l_{Fe} zum Bohrungsdurchmesser D_i ist kleiner eins (typisch 0,2 ... 0,5). Bei einer verteilten Wicklung ergibt sich ein ungünstiges Verhältnis der Wicklungslänge in der Nut zur mittleren Wicklungskopflänge. Für die Minimierung von Stromwärmeverlusten empfiehlt sich die Verwendung von Zahnspulenwicklungen. Dabei ist gemäß [4] die Paarung von Nutzahl N und Polzahl $2p$ so zu wählen, dass bzgl. des Drehmomentes der Grundwellen-Wicklungsfaktor ξ_p möglichst groß ist und Zusatzverluste sowie das Rastmoment möglichst gering sind.

Tab. 1: Auswahlkriterien zur Auslegung der Zweischicht-Zahnspulenwicklung

N_s	21	21	24	24	27	27	30	33
$2p$	14	20	20	28	24	30	28	32
q	1/2	7/20	2/5	2/7	3/8	3/10	5/14	11/32
ξ_p	0,866	0,953	0,933	0,933	0,945	0,945	0,951	0,954
σ_o	0,462	1,463	0,968	2,858	1,182	2,410	1,374	1,548

Zur Bestimmung des Arbeitspunktes erfolgt im elektromagnetischen Modell die Berechnung des Magnetkreises mit einem analytischen Ersatznetzwerk. Dabei wird die Berechnung von magnetischen Streuwiderständen im Pol- und Zahnkopfbereich mit einem elektromagnetischen FE-Modell gestützt. Die erforderliche Magnettemperatur resultiert aus der Kopplung zum thermischen Modell. Bei der Bestimmung der Ersatzschaltbildparameter liegt der Schwerpunkt auf der Berechnung der Streureaktanz X_σ , wobei Nut- und Oberwellenstreuung maßgebend sind. Eine große Streureaktanz hat einen Anstieg der Feldschwächbarkeit und eine Verminderung des Kurzschlussstromes I_{sk} zur Folge. Mit den Zielen einer möglichst hohen elektromagnetischen Ausnutzung und der Reduzierung von Zusatzverlusten durch Ankerrückwirkungen ergibt sich die Forderung nach einem geringen Oberwellenstreuteil bzw. einer kleinen Oberwellenstreuzeit σ_o (vgl. Tab. 1). Im Gegensatz zum Betriebsverhalten am starren Netz ist im

Inselbetrieb des Synchrongenerators die Klemmenspannung U_S von der Belastung abhängig [1]. Die Zunahme der Lastinduktivität bewirkt eine Verminderung der verfügbaren elektrischen Leistung respektive der möglichen Ausnutzung des Generators (vgl. Abb. 2).

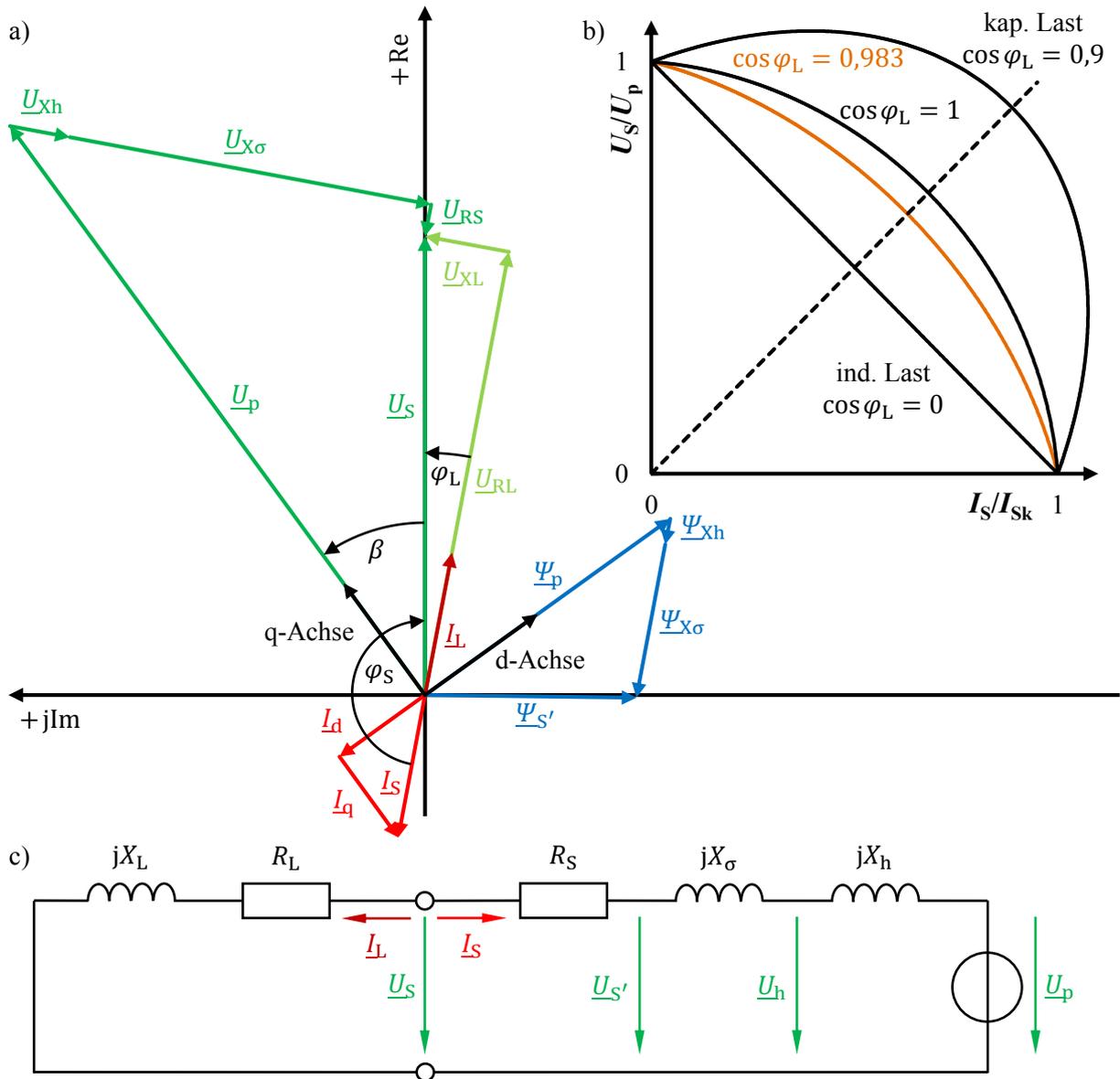


Abb. 2: Zeigerbild (a), normierte Belastungskennlinien (b) und Ersatzschaltbild (c) des Synchrongenerators im Inselbetrieb bei ohmsch-induktiver Last (nach [1])

3. Verlustmodell und experimentelle Untersuchung

Zur Verifikation und Anpassung des analytischen Modells erfolgt die experimentelle Untersuchung eines Prototyps (vgl. Tab. 2 u. Abb. 3). Die Belastungsbedingungen resultieren aus der erwarteten Windleistung im Bemessungspunkt bei $v_w = 12$ m/s. Die Kühlluftströmungen werden mit Fremdlüftern gemäß der Strömungsuntersuchungen eingestellt. Für den vorliegenden Prototyp wird die Maschinenprüfung bei Leistungsanpassung mit $I_S = 14$ A vorgenommen.

Nach dem Erreichen des thermischen Beharrungszustandes werden Leerlauf- und Lastprüfung durchgeführt sowie zur Bestimmung der mittleren Wicklungstemperatur der Strangwiderstand gemessen. Es erfolgt die Trennung der Verluste, wobei aus der Differenz zwischen der Gesamtverlustleistung im Leerlauf und der Summe von Ummagnetisierungsverlusten P_{vu0} und Reibungsverlusten P_{vr} die Leerlaufzusatzverluste $P_{vz0} \sim U_S^2$ resultieren. Unter Belastung gilt $P_{vr} = \text{konst.}$ und $P_{vu} + P_{vz} \sim (U_S/U_{S0})^2$ wird angenommen. Aus der Differenz zwischen der Gesamtverlustleistung $P_{v\Sigma}$ und der Summe der trennbaren Verlustanteile bei Belastung werden die lastabhängigen Zusatzverluste $P_{vz} \sim I_S^2$ bestimmt. Im analytischen Modell werden die Zusatzverluste basierend auf den Messwerten und gemäß ihrer Proportionalität berechnet. Für deren Verteilung auf Stator und Rotor im Verlustmodell sind elektromagnetische FE-Berechnungen erforderlich. Es erfolgt die Kopplung zwischen Verlust- und Erwärmungsmodell.

Tab. 2: Trennung der Verluste und Vergleich analytischer und experimenteller Ergebnisse

Leerlaufprüfung				Lastprüfung (ohmsch-induktive Last)			
$n=301 \text{ min}^{-1}$	Exp.	Analyt.	rel. Abw. $f/\%$	$I_S=14 \text{ A}$ $\cos \varphi_L=0,983$	Exp.	Analyt.	rel. Abw. $f/\%$
U_{S0}/V	135,9	135,5	-0,3	$\Delta \vartheta_{wm}/\text{K}$	41,5	40,9	-1,5
$P_{vu0} + P_{vz0}/\text{W}$	132,1	133,3	0,9	$R_S + R_{zul}/\Omega$	0,45	0,45	-0,1
P_{vr}/W	42,1	42,4	0,6	U_S/V	86,6	88,3	1,9
Zusammenfassung				$P_{vu} + P_{vz}/\text{W}$	61,9	64,7	4,6
P_{mech}/W	4206	4257	1,2	P_{vs}/W	263,6	263,4	-0,1
P_{el}/W	3578	3645	1,9	P_{vz}/W	260,2	241,9	-7,0
$\eta/\%$	85,1	85,6	0,6	$P_{v\Sigma}/\text{W}$	627,8	612,5	-2,4

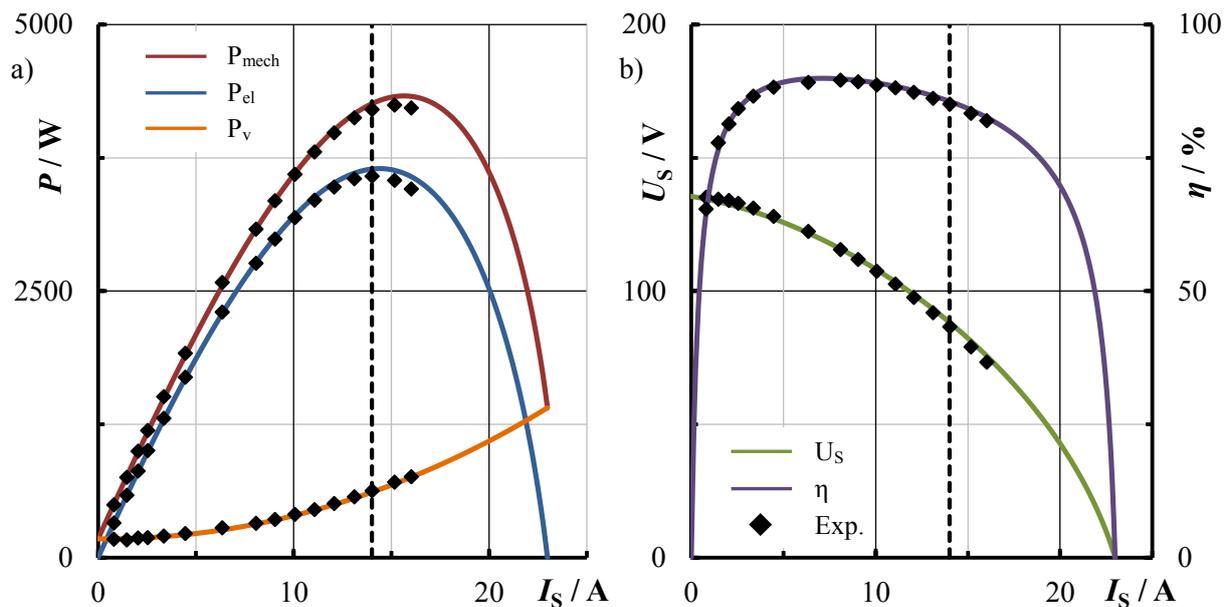


Abb. 3: Vergleich der berechneten Betriebskennlinien mit experimentellen Werten

4. Strömungsmechanisch-thermische Modellierung und experimentelle Untersuchung

In Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit v_w wird der Kühlluftvolumenstrom V_{pkt} mittels CFD-Simulation berechnet, wobei dieser ca. 10% des ideell auf die Eintrittsströmungsfläche der Rotornabe auftreffenden Volumenstromes entspricht (vgl. Abb. 4a u. b). Alternativ ist die Berechnung des Arbeitspunktes aus aktiver und passiver Kennlinie gemäß Abb. 4c möglich ($|f| < 5\%$). Dabei wird zur Berechnung des aktiven Kennlinienfeldes das Kühlsystem mit einem Ersatzkörper bei Variation des Widerstandbeiwertes abgebildet (vgl. Abb. 4d). Die Berechnungsmodelle konnten mit experimentellen Strömungsuntersuchen verifiziert werden.

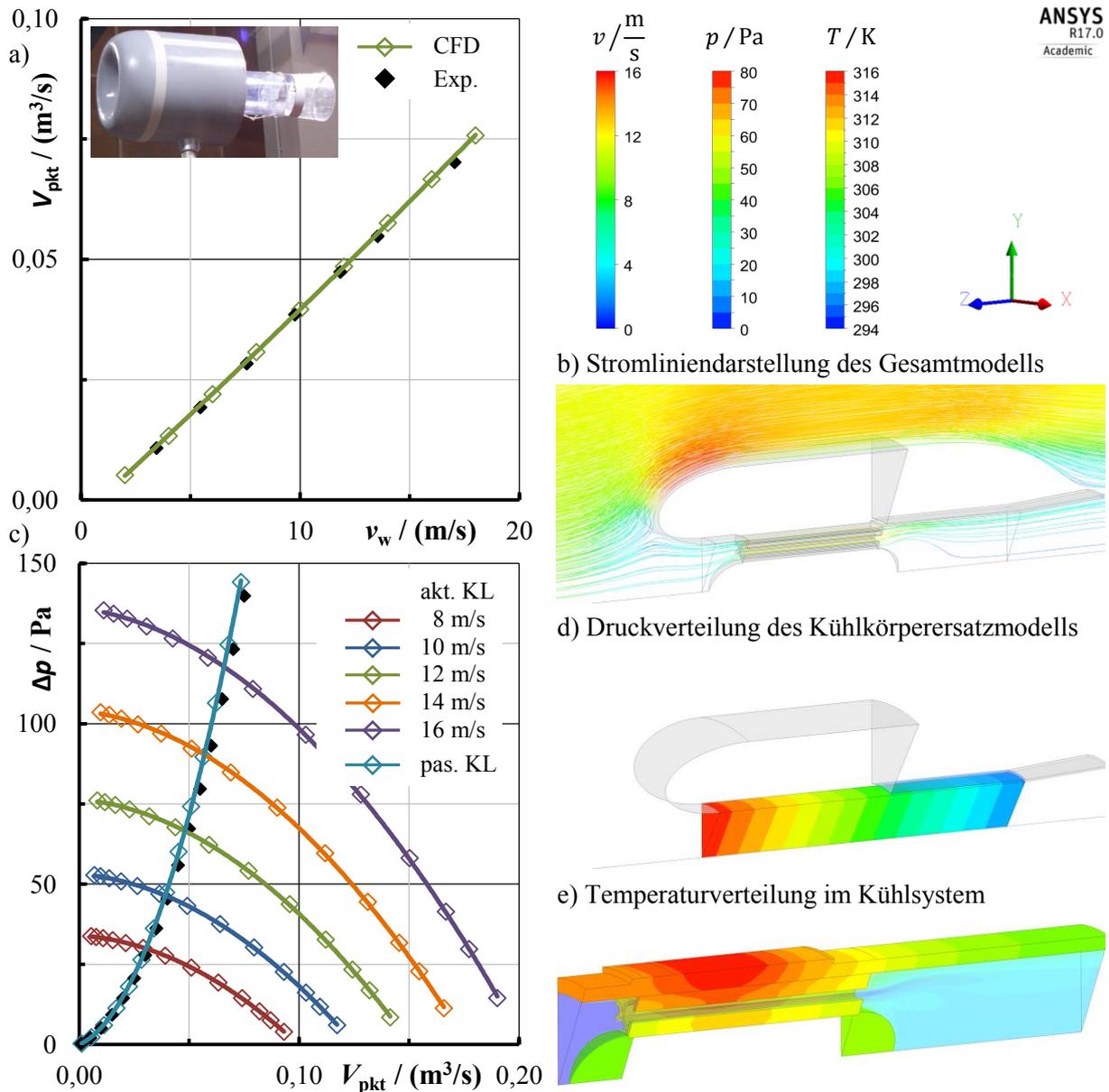


Abb. 4: CFD-Modelle zur Berechnung des Kühlluftvolumenstromes sowie Vergleich mit experimentellen Werten aus Strömungsuntersuchungen (a) bis (d) und thermische CFD-Analyse der Temperaturverteilung im Kühlsystem (e)

Das thermische Verhalten der Maschine wird mit der Wärmequellennetzmethode berechnet, wobei dies iterativ und gekoppelt mit dem elektromagnetischen Modell sowie dem Verlust- und Strömungsmodell erfolgt. Der Hauptwärmepfad liegt in radialer Richtung, wobei die Wärmeleitung in der Nut und die Konvektionsbedingungen im Kühlsystem, Luftspalt und an der Läuferoberfläche entscheidend sind. Die Wärmeleitfähigkeit des Kupfer-Tränkmittel-Luftgemisches wird nach [2] mit einer orthotropen Ersatzleitfähigkeit beschrieben. Der analytische Zusammenhang zur Berechnung des Luftspaltwärmeüberganges basiert auf numerischen Berechnungen und liegt bedingt durch die niedrigen Drehzahlen im laminaren Strömungsbereich. Das Kühlsystem wird mit einem Subwärmequellennetz berechnet. Aus dem Vergleich der analytisch berechneten Temperatur im Statorpaketbereich mit der des gekoppelten CFD-Modells in Abb. 4e resultiert eine relative Abweichung $f \approx -3\%$. Es kann ein Anpassungsfaktor für den Wärmeübergang am Kühlkörper abgeleitet werden. Bei dem untersuchten Prototyp werden ca. 80% der im Stator entstehenden Verlustleistung über das Kühlsystem abgeführt.

5. Fazit und Parameterstudie zur Steigerung der elektromagnetischen Ausnutzung

Aus den experimentellen Untersuchungen geht hervor, dass der vorliegende Prototyp des KWEGs im Inselbetrieb aufgrund der großen Streureaktanz nicht voll ausgenutzt werden kann. Der verifizierte Berechnungsalgorithmus ist für weiterführende Parameterstudien verwendbar. Die Grenze der Ausnutzung resultiert dabei aus der maximal zulässigen Übertemperatur der Wicklungsisolation (vgl. Tab. 3). Neben der Änderung der Lochzahl und dem Einsatz von mehr Magnetmaterial stellen die Beeinflussung des Wirkleistungsfaktors durch eine zusätzliche Lastkapazität in Analogie zu [5] bzw. eine aktive Lastregelung eine Alternative dar. Die aufgestellte These bzgl. einer Steigerung der Ausnutzung um ca. 40% konnte belegt werden.

Tab. 3: Parameterstudie zur Steigerung der elektromagnetischen Ausnutzung des KWEGs

N_s	$2p$	σ_o	h_p/mm	$\cos \varphi$	I_s/A	P_{ei}/kW	$C/\text{kVA}\cdot\text{min}/\text{m}^3$	$\Delta\vartheta_{HSP}/\text{K}$	$\eta/\%$
24	28	2,858	3	1	15,2	4,1	1,8	60	84,8
24	28	2,858	3	0,9 kap.	19,3	5,9	2,9	103	83,0
24	20	0,968	3	1	20,5	5,5	2,4	115	80,3
24	20	0,968	6	1	20,0	7,6	3,3	115	84,7

Literatur

- [1] BINDER, A.: *Elektrische Maschinen und Antriebe - Grundlagen, Betriebsverhalten*. Berlin: Springer-Verlag, 2012
- [2] BURKHARDT, T.: *Erschließung von Leistungsreserven hochpoliger, permanenterregter Synchronmaschinen (ERLESYN)*. Dresden, Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden, Schlussbericht IngenieurNachwuchs 2008, 17N4508, 2012
- [3] DE102009026195B4 (2009-07-17). Burkhardt, T.; et al.: *Windkraftgenerator mit Außenläufer und Innenkühlung*
- [4] REICHERT, K.: *Grosse Synchronmaschinen mit Zahnspulen und Permanentmagneterregung, Problemstellungen, Lösungen und Anwendungen*. Internat. ETG-Kongress, Deutschland, Düsseldorf: 2009, Bd. 119, Paper 3.16, S. 109 - 114
- [5] WROBEL, R.; et al.: *Contra-Rotating Modular Wound Permanent Magnet Generator for a Wind Turbine*. IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives, England, York: 2008, S. 330 - 334