Untersuchung der thermischen Überlastbarkeit von Leistungstransformatoren

Saeed Khandan · Malte Gerber · Stefan Tenbohlen

Eingegangen: 20. September 2021 / Angenommen: 20. Dezember 2021 / Online publiziert: 18. Februar 2022
 © Der/die Autor(en) 2022

Zusammenfassung Durch die voranschreitende Energiewende und den stetig steigenden Ausbau der Erneuerbaren Energien besteht vermehrt die Notwendigkeit des Ausbaus von Umspannwerken mit neuen Transformatoren. Dieser Ausbau erfolgt meist auf Basis der maximalen Einspeisung im Jahr. Um hierbei dem Netzbetreiber einen besseren Überblick in Bezug auf die Überlastbarkeit des Transformators zu geben, wird im Rahmen eines Projektes die thermische Überlastbarkeit von Transformatoren untersucht. Für eine genauere Betrachtung des thermischen Verhaltens von Leistungstransformatoren wird eine numerische Berechnung mittels computergestützter Strömungsmechanik (CFD) verwendet. Diese erfolgt anhand im Labor gemessener Messdaten an einem Wicklungsmodell. Dieses numerische 3D-Modell ermöglicht es, die Heißpunkttemperatur eines natürlich ON-gekühlten Transformators zu bestimmen und die Veränderung des Heißpunktfaktors in Abhängigkeit von unterschiedlichen Anfangstemperaturen im Labor zu berechnen. Durch die Berechnung des Heißpunktfaktors kann das transiente thermische Verhalten untersucht und im zeitlichen Verlauf verglichen werden.

Des Weiteren werden im Rahmen des beschriebenen Projektes über den Zeitraum von einem Jahr Temperatur-, Leistungs- und Umgebungsmessdaten eines Windparktransformators gezeigt, anhand derer das thermische Verhalten des Transformators untersucht wird. Mit einem Trainingssatz der Messdaten werden unterschiedliche thermische Modelle zur Berechnung der oberen Öltemperatur in Abhängigkeit

der Auslastung und der Umgebungstemperatur erstellt und zur Validierung mit einem weiteren Datensatz verglichen. Mithilfe des Heißpunktfaktors aus dem numerischen 3D-Modell kann die Heißpunkttemperatur des natürlich gekühlten Transformators abgeschätzt und mit den Temperaturen aus der Simulation verglichen werden.

Basierend auf der nach DIN IEC 60076-7 empfohlenen maximalen Heißpunkttemperatur und dem erstellten thermischen Modell wird eine Überlastungskurve in Abhängigkeit der Außentemperatur erzeugt. Mit dieser kann die Überlastbarkeit des Leistungstransformators bei unterschiedlichen Umgebungstemperaturen errechnet und somit der Transformator ohne erhöhtes Risiko nach Bedarf mit höherer Last entsprechend der Überlastungskurve betrieben werden.

Schlüsselwörter Leistungstransformator · Thermische Betriebsmittelüberwachung · Überlastbarkeit · Heißpunktfaktor

Investigation of the thermal overload capacity of power transformers

Abstract Due to the advancing energy transition and the steadily increasing expansion of renewable energies, transformer stations have to be expanded with new transformers more and more frequently. This expansion is usually based on the maximum feed-in per year. In order to give the grid operator a better overview of the overload capacity of the transformer, the thermal overload capacity of transformers is being investigated. For a more detailed examination of the thermal behavior of power transformers, a numerical calculation by means of computer-aided fluid mechanics (CFD) is used. This is carried out based on measured data from a winding model measured in the laboratory. With this numerical 3D model, it

S. Khandan · M. Gerber (✉) · S. Tenbohlen
 Institut für Energieübertragung und
 Hochspannungstechnik (IEH), Universität Stuttgart,
 Pfaffenwaldring 47, 70569 Stuttgart, Deutschland
malte.gerber@ieh.uni-stuttgart.de

is possible to determine the hot spot temperature of a naturally ON-cooled transformer and to calculate the change in the hot spot factor as a function of different initial temperatures in the laboratory. By calculating the hot spot factor, the transient thermal behavior can be investigated and compared over time. Furthermore, within the scope of this project, temperature, power, and ambient measurement data from a wind farm transformer are shown over a period of one year, and the thermal behavior of the transformer is investigated based on these data. Using a training set of the measurement data, different thermal models for calculating the upper oil temperature as a function of the load and the ambient temperature are created and compared with another data set for validation. Using the hot spot factor from the numerical 3D model, the hot spot temperature of the naturally cooled transformer can be calculated and compared with the temperatures from the simulation.

With the maximum hot spot temperature recommended according to DIN IEC 60076-7 and the thermal model created, an overload curve is generated as a function of the ambient temperature. With this overload curve, the overload capacity of the power transformer at different ambient temperatures can be calculated, and the transformer can, thus, be operated as required with a higher load according to the overload curve without increased risk.

Keywords Power transformer · Thermal monitoring · Overload capability · Hotspot factor

1 Einleitung

Leistungstransformatoren gelten als besonders wichtige Betriebsmittel in der elektrischen Energieversorgung. Die Lebensdauer eines Transformators ist während der gesamten Betriebsdauer maßgeblich abhängig von der thermischen Belastung der Wicklungsisolation. Im Nennbetrieb darf die Temperatur die festgelegten Grenzwerte nicht überschreiten, um die garantierte Gesamtbetriebsdauer und die Betriebssicherheit des Transformators zu gewährleisten [1]. Je besser sowohl das Aktivteil im Kessel mit natürlicher oder forcierter Ölströmung als auch das Öl durch aktive Lüfter gekühlt werden kann, desto geringer ist der Alterungsprozess der Papierisolation. In einem ölgefüllten Transformator werden die elektrischen Verluste der Wicklung und des Kerns durch das Öl in Form von Wärme abgeleitet. Die nach den Loading Guidelines und der IEC 60076-7 empfohlene maximal zulässige Temperatur in der Wicklung bestimmt hauptsächlich die Nennleistung des Transformators, sodass keine verkürzte Lebenserwartung während der kompletten Betriebsdauer auftritt [2, 3]. Zusätzlich werden Temperaturgrenzen für eine kurzzeitige Überlastung des Transformators angegeben. Zur Überwachung des thermischen Verhaltens eines Transformators im Betrieb, sollte ein thermisches Mo-

dell in ein Überwachungssystem integriert werden, um die auftretenden Temperaturen in Abhängigkeit vom verschiedenen Belastungsszenarien vorherzusagen.

Im Rahmen eines öffentlich geförderten Projekts werden sowohl verschiedene thermische Modelle für Transformatoren miteinander verglichen und auf ihre Leistungsfähigkeit überprüft als auch das Strömungsverhalten des Öls in Abhängigkeit der Kühlungsart des Transformators untersucht, sodass eine Abschätzung des Heißpunktfaktors erfolgen kann [4]. Für den Bereich der Betriebsmittelüberwachung sind in der Literatur verschiedene einfache thermische Modelle zu finden, die eine schnelle Abschätzung der Wicklungstemperatur erlauben. Der Großteil der Modelle basiert auf physikalischen Phänomenen mit linearen und nichtlinearen Zusammenhängen zwischen den Wärme- und Leistungsverlusten [5–9]. Darüber hinaus gibt es weitere Ansätze, die auf dem Prinzip von neuronalen Netzen beruhen [10]. Das thermische Modell zur Abbildung des thermischen Verhaltens des Transformators sollte einfach sein und die obere Öltemperatur mit hoher Genauigkeit vorhersagen und idealerweise auch die Heißpunkttemperatur prognostizieren. Die obere Öltemperatur ist hierbei die an der Kesseldecke des Transformators auftretende Öltemperatur, wobei die Heißpunkttemperatur die höchste auftretende Temperatur im Transformator beschreibt. Im Bereich der numerischen Modellierung konzentrieren sich in den letzten Jahren die meisten numerischen CFD-Veröffentlichungen auf die Untersuchung der forcierten Ölströmung [11, 12]. Anstatt die thermische Dichteänderung zu nutzen, welche die langsam aufsteigende Ölzirkulation in der Realität verursacht, wird die natürliche Konvektion meist mit einer sehr niedrigen Geschwindigkeit simuliert [13]. Außerdem fokussieren sich die wissenschaftlichen Beiträge hauptsächlich auf den stationären Zustand bei natürlicher Kühlung. Um den Heißpunktfaktor und die Temperaturverteilung innerhalb der Wicklung in einem bestimmten Zeitraum zu ermitteln, sollte jedoch die transiente thermische Untersuchung bei einer natürlichen Kühlung nicht unberücksichtigt bleiben. Mit Hilfe einer genauen Bestimmung des Heißpunktfaktors ist auch eine exaktere Abschätzung der Heißpunkttemperatur im Bereich der Betriebsmittelüberwachung möglich.

Diese Arbeit betrachtet einerseits die aktuelle Forschung im Bereich der numerischen Simulation und zeigt ebenso die einfache Modellierung eines Transformators zur Überwachung von Betriebsmitteln auf. Dabei wird das transiente thermische Verhalten eines scheibenförmigen Wicklungsmodells untersucht (Abschnitt 2) und der Heißpunktfaktor berechnet (Abschnitt 3). In Abschnitt 4 wird das validierte Modell für die Simulationen und die entsprechenden Randbedingungen diskutiert. In Abschnitt 5 werden sowohl die unterschiedlichen einfachen thermischen Modelle als auch die verwendeten Messdaten erläu-

tert. Anschließend wird die Genauigkeit der unterschiedlichen Modelle in Abschnitt 6 erörtert. Dabei konzentriert sich diese Arbeit auf die physikalischen und semi-physikalischen Modelle zur Berechnung der Ötemperatur und zur Abschätzung der Überlastfähigkeit eines Windparktransformators bei hohen Lasten.

Unter den verschiedenen physikalischen Modellen hat das Modell aus der IEC 60076-7 eine hohe Akzeptanz zur Berechnung der Ötemperatur in Abhängigkeit der Last und der Umgebungstemperatur [2]. Die empirischen Faktoren für die Verwendung der verschiedenen Modelle können bei Wärmelaufversuchen oder bei Online-Messungen abgeschätzt werden. Im Rahmen dieser vorliegenden Arbeit werden historische Messdaten zur Parametrisierung und Validierung verwendet.

2 Beschreibung des Wicklungsmodells

Der Aufbau der Scheibenwicklungen in einem Transformator zeigt eine gleichmäßige Symmetrie in Umfangsrichtung. Um diese Konstruktionsgeometrie zu visualisieren, stellt Abb. 1 eine vergrößerte drei-dimensionale Ansicht eines Abschnitts mit Passagen dar. Wie in Abb. 2 ersichtlich, besteht das gesamte 3D-Modell aus drei Passagen, welche jeweils sechs Scheiben, vier Leitern und sechs Kühlkanäle umfassen. Die Details des Experimentaufbaus und der hydraulischen Messungen sind in [14, 15] zu finden.

Da die Bestimmung der Heißpunkttemperatur der Wicklung von besonderem Interesse ist, beinhaltet das Modell reale Temperaturmessungen an jedem Leiterelement. Zu diesem Zweck ist jedes Element mit einem Temperatursensor (PT-100) ausgestattet. Es wird eine gleichmäßige Verteilung der Wärmeverluste

Abb. 1 Schnitt durch eine Scheibenwicklung mit Kühlkanälen und Abmessungen [14]

Abb. 2 Schematische Darstellung des Wicklungsmodells im Kessel

in jedem Element des Wicklungsmodells eingespeist, damit die homogenen Wärmeverluste innerhalb der Wicklung im transienten Zustand untersucht werden können. Um eine natürliche Ölzirkulation innerhalb des Versuchsaufbaus zu ermöglichen, befindet sich das gesamte Wicklungsmodell in einem ölgefüllten Kessel. Der Kessel wird mit mehreren Schichten Glaswolle von der Umgebung im Labor isoliert. Außerdem wird im Wicklungsmodell keine optimierte externe Kühlung durch beispielsweise Radiatoren abgebildet, wodurch sich das Öl schneller im Kessel erwärmt. Durch die schnelle Erwärmung reicht eine Messung der Temperaturverteilung in den ersten 6000 s aus, um das thermische Verhalten des Transformators abzubilden. Dieses Modell dient der Analyse der Temperaturen und Flusslinien innerhalb des ON-gekühlten Wicklungsmodells. Zur Gewährleistung gleichmäßig verteilter Wärmequellen im Wicklungsmodell, wird ein Wärmeverlust von 8 W pro Leiter erzeugt.

3 Berechnung des Heißpunktfaktors

Das thermische Verhalten der natürlichen Konvektion im zeitlichen Verlauf ist in Abb. 3 dargestellt und zeigt die Validierung der 3D-numerischen CFD-Berechnungen. Die höchste Temperatur des Leiters in Passage 2 ist hierbei als Heißpunkttemperatur dargestellt. Da es, wie im vorherigen Abschnitt erwähnt, im experimentellen Aufbau und in den numerischen Berechnungen keine externen Kühlmechanismen mit der Umgebung gibt, steigen die Temperaturen im Kessel stetig an. Um Schäden an den Konstruktionsmaterialien im Wicklungsmodell zu vermeiden, ist die maximale Temperatur des Modells auf $T = 112^\circ\text{C}$ begrenzt. Tab. 1 zeigt die Zusammenfassung der Ergebnisse im Versuchszeitraum.

Tab. 1 Zusammenfassung der Ergebnisse und der Heißpunktfaktoren bei den verschiedenen Anfangstemperaturen

Versuchs-methode	Temperaturen (°C)	Anfangstemperatur (°C)	Zeit (s)				
			100	1000	2000	4000	6000
Messung	Heißpunkttemperatur (°C)	40	45,67	66,32	68,54	70,15	71,28
		80	85,22	105,1	106,3	108,7	112
	Öltemperatur (Oben) (°C)	40	40,42	43,01	45,45	48,23	49,91
		80	80,26	84,12	90,17	92,72	93,11
	Heißpunktfaktor	40	1,37	1,72	1,70	1,49	1,26
		80	1,38	1,74	1,72	1,52	1,29
CFD	Heißpunkttemperatur (°C)	40	45,43	65,63	67,77	69,42	70,02
		80	86,56	107,2	107,9	109,4	113,1
	Öltemperatur (Oben) (°C)	40	40,84	43,93	47,01	50,73	52,83
		80	81,12	86,22	92,06	94,05	96,2
	Heißpunktfaktor	40	1,42	1,74	1,68	1,46	1,22
		80	1,44	1,76	1,7	1,5	1,24

Abb. 3 Vergleich zwischen den Messdaten und den CFD-Ergebnissen, Anfangstemperatur: 40 °C

Zur Ermittlung des thermischen Verhaltens eines ON-gekühlten Wicklungsmodells wurden zwei verschiedene Anfangstemperaturen für die zwei verschiedenen Wärmeläufe verwendet. Dafür wurde der Zeitraum von $t = 100$ s bis $t = 6000$ s betrachtet. Es wird ersichtlich, dass der Heißpunktfaktor für $t = 1000$ s höher ist als im nächsten Zeitabschnitt nach $t = 2000$ s. Dies lässt sich dadurch erklären, dass zum Zeitpunkt $t = 1000$ s das Öl in die Kühlkanäle fließt und die Wärme erst nach diesem Zeitpunkt besser abgeführt werden kann. Aus diesem Grund verlangsamt sich der Anstieg der Heißpunkttemperatur, wobei sich die obere Austrittstemperatur stetig erhöht. Bei einer Anfangstemperatur von $T = 80$ °C ist der Heißpunktfaktor in beiden Versuchsmethoden (experimentell und CFD) höher als für $T = 40$ °C, da die Viskosität des Öls mit zunehmender Temperatur sinkt und dadurch das Öl mit höherer Geschwindigkeit fließen kann. Bei gleichmäßigem Wärmeverlust zeigt sich, dass der

Heißpunktfaktor direkt von der Anfangstemperatur sowie der Heißpunkttemperatur abhängt.

Hierfür werden sowohl die Veränderung der Eintrittstemperatur und der Austrittstemperatur des Öls in Abhängigkeit der Zeit betrachtet als auch die Messdaten mit den numerischen Berechnungen verglichen. Die Temperatur des Öls und der Leiter wurden im Abstand von 15 s aufgezeichnet. In den ersten 1000 s steigt die Temperatur im Leiter sehr schnell an, da die Ölströmungsgeschwindigkeit niedrig ist (siehe Abb. 3). Es wird deutlich, dass nach 1000 s die Wärme an das Öl abgegeben wird und das Öl durch die Kühlkanäle fließt. Durch die natürliche Konvektion innerhalb der Kühlungskanäle wird die Änderung der Temperatur des Leiters langsamer. Sowohl die Heißpunkttemperatur als auch die Öltemperatur beim Eintritt und Austritt steigen an. Dabei erfolgt der Anstieg der Heißpunkttemperatur während der Belastung des Transformators deutlich schneller im Vergleich zum Anstieg der oberen und unteren Öltemperatur. Dies ist auf die große thermische Kapazität, die sich aus den 150 l Öl ergibt, zurückzuführen. Die Eintrittstemperatur bzw. die untere Öltemperatur im Wicklungsmodell erhöht sich dadurch nur sehr langsam. Der maximale Anstieg der Temperatur beträgt 3 K am Ende der Messung.

4 Transiente Temperaturverteilungen und Stromlinien mittels CFD

In Abb. 4 sind die transienten Temperaturverteilungen des Wicklungsmodells und der Stromlinien bei einer Anfangstemperatur von 40 °C dargestellt. Bei $t = 100$ s steigt die Temperatur der Leiter langsam an. Die Temperatur des Öls hat sich jedoch nur geringfügig verändert. Außerdem ist keine Änderung in der Viskosität erkennbar. Bei $t = 1000$ s erhöht sich die Durchschnittstemperatur der Leiter so stark, dass die Viskosität des Öls beeinflusst wird und die Geschwindigkeit des Öls durch die Kanäle zunimmt. Da sich die Wärmequellen in der Wicklung befinden, wird die Ver-

Abb. 4 Temperaturverteilung und Stromlinien innerhalb der Passage, Anfangstemperatur: 40 °C

änderung der Viskosität zuerst in den Ölkanälen direkt an den Wärmequellen sichtbar. Dabei bilden sich an den Kontaktstellen des Öls mit dem Leiter schmale Schichten mit einer erhöhten Temperatur. Dadurch entsteht eine inhomogene Temperaturverteilung innerhalb der Kühlkanäle. Dieses Phänomen wird im späteren Verlauf immer deutlicher. Bei $t = 4000$ s steigt das Öl schneller nach oben, was durch die stärker sichtbaren Stromlinien erkennbar ist. Da der Kessel ca. 150 l Öl enthält, dauert es länger, bis sich eine Änderung der Öltemperatur im unteren Bereich bemerkbar macht. Außerdem sind die Ölstromlinien in den oberen horizontalen Kanälen zunächst nicht sichtbar. Dies zeigt den geringen Öldurchfluss durch diese Kanäle. Im Vergleich zum Durchfluss durch die unteren horizontalen Kanäle, ist der Durchfluss durch die oberen Kanäle damit geringer. Mit der Zeit beginnt das Öl durch die oberen horizontalen Kanäle zu fließen. Nach $t = 4000$ s stellt das zweite Element der oberen Scheibe die Position der heißpunkttemperatur dar. Obgleich eine gleichmäßige Wärmeverteilung im gesamten Modell eingestellt ist, befindet sich die heißpunkttemperatur innerhalb der letzten oberen Scheiben. Durch die geringere Ölgeschwindigkeit im oberen Bereich der Passage, tritt eine lokale Überhitzung auf. Seitliche Elemente haben zusätzlich zwei vertikale Oberflächen, welche durch das Öl gekühlt werden können. Die Geschwindigkeit des Öls ist beim Eintritt der Passage höher, da jede Passage mit einer Ölbarriere aufgebaut ist.

5 Thermische Modelle für die Betriebsmittelüberwachung

Mit Hilfe der Messdaten des Windparktransformators werden das modifizierte thermische Modell von Djamali, das Susa-Modell, das Swift-Modell das lineare Modell und das weit verbreitete IEC-60076-7-Modell miteinander verglichen [2, 5–9, 16].

Um die Genauigkeit der Ergebnisse an ONAF-/ONAN-Windparktransformatoren zu bestimmen, wird jedes Modell mit demselben Trainingsdatensatz trai-

niert und validiert. Alle thermischen Modelle versuchen die komplexen Wärmeübergangsphänomene von der Öltemperatur am oberen Ende des Tanks zur Umgebungstemperatur in verschiedenen einfachen Gleichungen darzustellen. Das thermische Modell von Djamali ist jedoch das einzige Modell, das den Wechsel des thermischen Verhaltens mit aktiven Lüftern bei hohem Lastfaktor und mit inaktiven Lüftern bei niedrigem Lastfaktor zu berücksichtigen versucht. Zur besseren Vergleichbarkeit der jeweiligen Modelle und der seltenen Einschaltzeiten der Ventilatoren wird allerdings bei allen Modellen nur der ONAN-Kühlbetrieb berücksichtigt.

Die Temperaturen $\theta_A - \theta_D$ in Abb. 5 veranschaulichen den Wärmefluss durch den Transformator an den markierten Stellen im Transformatorabbild und geben somit den Temperaturverlauf in Abhängigkeit der Höhe im Transformator an. Abb. 6 zeigt das resultierende thermische Ersatzschaltbild mit den verschiedenen thermischen Widerständen von ONAF-gekühlten Transformatoren. Hierbei ist θ_a die Umgebungstemperatur und θ_w die mittlere Wicklungstemperatur der Transformatorwicklung. Das thermische Verhalten wird durch einen Wärmewiderstand für die natürliche Konvektion im Öl $R_{oil,conv,n}$ und einem Wärmewiderstand als Nachbildung des Temperaturabfalls aufgrund der Ölmischung an der Oberseite des

Abb. 5 Schematische Darstellung des Ölflusses in einem ONAF-Windkrafttransformator [17]

Abb. 6 Thermisch-elektrische Analogie eines ONAF-gekühlten Transformators [9, 16]

Transformators R_{BC} modelliert. Jeweils ein Wärmewiderstand für die Radiatoren R_{rad} , für die natürliche Konvektion $R_{air, conv, n}$ und für die von den Lüftern erzeugte erzwungene Konvektion $R_{air, conv, f}$ bilden das thermische Verhalten auf der Luftseite ab. Wie bereits erwähnt, wird in dieser Studie nur der ONAN-Kühlbetrieb betrachtet, sodass der Wärmewiderstand $R_{air, conv, f}$ vernachlässigt wird. Diese thermischen Widerstände werden nach den Empfehlungen von Djamaali berechnet. Q_{tot} repräsentiert die Wärmeverluste in Abhängigkeit von der Transformatorlast und C_{th} die thermische Kapazität des Transformators [9, 16]. Die Modelle von Susa, Swift und dem IEC 60076-7 Modell gehen von einem konstanten thermischen Widerstand aus. Sie unterscheiden sich beispielsweise wie bei Susa in der Berücksichtigung der Veränderung der Ölviskosität bei sich veränderten Temperaturen oder der Betrachtung des Ölexponenten als ein Exponent des Temperaturanstieges anstelle eines Exponenten über den Verlusten im Transformator im Vergleich zum IEC 60076-7 Modell. Das lineare Modell basiert auf der IEEE Loading Guide Clause 7 und enthält einige Vereinfachungen, indem die Umgebungstemperatur, die obere Öltemperatur und der Temperaturanstieg der oberen Öltemperatur separat betrachtet werden [3].

6 Validierung der Modelle

Alle thermischen Modelle werden mit Messdaten im Normalbetrieb aus denselben Zeiträumen trainiert und validiert. Zu den Messdaten gehören die obere Öltemperatur, die Umgebungstemperatur sowie der Lastfaktor. Der Windparktransformator wurde ursprünglich für eine Nennleistung von 64 MVA und ohne aktive Lüfter ausgelegt. Aufgrund der hohen Belastung durch den Windpark und einer installierten Leistung von 95 MW wurde das Kühlsystem des Transformators jedoch um 16 Lüfter erweitert, um die Nennleistung auf 80 MVA zu erhöhen. Der aktuelle Zustand der Lüfter wird indirekt aus der gemessenen oberen Öltemperatur abgeleitet. Die Öltemperaturen, bei denen die Lüfter zu- oder abgeschaltet werden, sind vom Betreiber auf 70 °C Einschalttemperatur bzw. 60 °C Ausschalttemperatur festgelegt.

Um die thermischen Modelle zur Vorhersage der oberen Öltemperatur verwenden zu können, müssen alle Modelle mit einem Trainingsdatensatz auf der Grundlage der gemessenen Daten parametrisiert werden. Nach erfolgreicher Parametrisierung aller Modelle wird die gemessene obere Öltemperatur mit der berechneten oberen Öltemperatur verglichen. Auf diese Weise kann die Genauigkeit der einzelnen Modelle überprüft werden. Schließlich wird die Heißpunkttemperatur und damit die Überlastfähigkeit berechnet (siehe Abschnitt 7).

Jedes thermische Modell hat seine eigenen empirischen Parameter zur Anpassung an das thermische Verhalten des Transformators. Diese empirischen Faktoren können während eines Wärmelaufs oder durch Online-Messungen während des normalen Betriebs des Windparktransformators ermittelt werden. Für diesen Transformator werden der Heißpunktfaktor und der Wicklungsexponent gemäß IEC 610076-7 und der Wicklungstemperaturgradient gemäß dem Datenblatt des Herstellers verwendet. Darüber hinaus werden die im Betrieb ermittelten empirischen Faktoren zur Berechnung der Öltemperatur und zur Darstellung des thermischen Verhaltens in Luft und Öl verwendet.

In einem ersten Schritt werden alle Modelle mit einem Trainingsdatensatz aus zwei Tagen im Januar parametrisiert (siehe Abb. 7). Anschließend werden alle Modelle mit einem weiteren Datensatz aus Februar und März (Winter) sowie mit einem Datensatz aus Juli und August (Sommer) validiert. Damit wird die Validierung der verschiedenen thermischen Modelle für verschiedene Jahreszeiten abgedeckt.

Abb. 8 und 9 zeigen die berechnete obere Öltemperatur für die verschiedenen Modelle im Winter und im Sommer. In den Wintermonaten (Abb. 8) ist die Belastung des Transformators aufgrund der häufig stärkeren Winde höher als in den Sommermonaten (Abb. 9). Insbesondere Mitte März war der Transformator im ONAN-Kühlbetrieb mit 64 MVA Nennlast um 145 % überlastet, was zu einem Anstieg der Öltemperatur auf bis zu 75 °C führte. Wie in Abb. 8 dargestellt, waren zu diesem Zeitpunkt die Lüfter aktiv. In Anbetracht der Tatsache, dass sich bei aktiven Lüftern das thermische Verhalten ändert und der Transformator besser gekühlt wird, ist bei allen Modellen, die den

Abb. 7 Trainingsdatensatz von zwei Tagen im Winter

Abb. 8 Gemessene und berechnete obere Öltemperatur für jedes Modell im Winter

Abb. 9 Gemessene und berechnete obere Öltemperatur für jedes Modell im Sommer

Lüfterbetrieb nicht berücksichtigen, eine Überschätzung der Öltemperatur zu erwarten. Daher ist die gute Vorhersage des Susa-Modells als kritische Unterschätzung der zu erwartenden Öltemperatur ohne die Ventilatoren zu bewerten.

Beim Versuch der Vorhersage der oberen Öltemperatur für niedrige Lastfaktoren unterschätzen die verschiedenen Modelle den Einfluss der Umgebungsbedingungen drastisch. Da diese Unterschätzung jedoch nur bei sehr geringen Lasten auftritt, ist die Heiß-

punkttemperatur des Transformators nicht kritisch. Im Winter wird die Öltemperatur bei allen Modellen, mit Ausnahme des Swift-Modells, bei niedrigen Lastzyklen weniger stark unterschätzt. Wie in Abb. 9 für Ende Juli zu sehen ist, wird die Vorhersage mit zunehmender Last genauer. Weitere Untersuchungen zu diesem Effekt, zur Veränderung der empirischen Faktoren für andere und längere Zeiträume sowie zum Einfluss der Sonneneinstrahlung auf die Niedriglastfaktoren, sind erforderlich.

7 Bewertung der Überlastfähigkeit

Um die Überlastfähigkeit des Windparktransformators bei unterschiedlichen Lasten und Umgebungstemperaturen zu berechnen, muss die Heißpunkttemperatur des Transformators ermittelt werden. Diese wird mit Hilfe der oberen Öltemperatur und dem aktuellen Lastfaktor des Transformators berechnet [18]. Hierbei können sowohl der berechnete Heißpunktfaktor aus der CFD-Simulation als auch Empfehlungen nach IEC 60076-7 verwendet werden. Zur Berechnung der aktuellen Überlastfähigkeit können die Gleichungen zur Berechnung der Heißpunkttemperatur nach dem Lastfaktor umgestellt und somit unter Berücksichtigung der maximalen Heißpunkttemperatur bei normaler Belastung von 120 °C mit einer Alterungsrate > 1 gelöst werden.

Abb. 10 veranschaulicht die Überlastfähigkeit für Umgebungstemperaturen von -10 bis 40 °C. Dabei weisen das lineare Modell und das Swift-Modell die geringste Überlastfähigkeit sowie das Susa-Modell die höchste Überlastfähigkeit auf. Je nach gewähltem thermischem Modell ändert sich die berechnete Überlastfähigkeit drastisch. Zur Berechnung der Überlastfähigkeit des Transformators müssen alle Modelle die Lüfter berücksichtigen. Daher werden mehr Trainingsdaten mit aktiven Lüftern benötigt,

Abb. 10 Berechnete Belastbarkeit für verschiedene thermische Modelle bei ONAN-Kühlung

um alle thermischen Modelle besser parametrieren zu können.

8 Zusammenfassung

Es wurden zwei verschiedene Anfangstemperaturen verwendet, um das thermische Verhalten eines ON-gekühlten Wicklungsmodells zu ermitteln. Der Heißpunktfaktor für $t = 1000$ s ist hierbei erkennbar höher als im darauffolgenden Zeitabschnitt. Zum Zeitpunkt $t = 1000$ s fließt das Öl in die Kühlkanäle und die Wärme kann besser abgeführt werden. Außerdem sind die Öl-Stromlinien in den oberen horizontalen Kanälen zunächst nicht sichtbar, was der geringe Durchfluss durch diese Kanäle zeigt. Im Vergleich zum Durchfluss durch die unteren horizontalen Kanäle, ist der Durchfluss durch die oberen Kanäle geringer.

Die Überlastung von Windparktransformatoren mit stark schwankender Last hängt in erster Linie von den Öl- und Wicklungstemperaturen ab, ebenso wie bei Transformatoren unter Dauerlast. Für eine korrekte Bestimmung der Überlastfähigkeit des Windparktransformators sind sowohl eine genaue Modellierung des thermischen Verhaltens als auch Messdaten der Heißpunkttemperatur zur Validierung der berechneten Heißpunkttemperatur erforderlich. In dieser Arbeit zeigen alle Modelle nach dem Training der Modelle durch zwei Betriebstage eine Unterschätzung der oberen Öltemperatur im Sommer und Winter bei niedrigen Transformatorlasten. Bei hohen Lastbedingungen stellen das lineare und das Susa-Modell gute Ergebnisse heraus. Das bedeutet, dass insbesondere für niedrige Lastbedingungen sowie für hohe Lastbedingungen mit aktiven Ventilatoren weitere Untersuchungen für diesen Windparktransformator notwendig sind. Während der Schwachlastzeiten ändert sich die Öltemperatur primär durch äußere Bedingungen wie die Umgebungstemperatur oder die Sonneneinstrahlung und nicht durch die Transformatorlast.

Danksagung Dieses Forschungsprojekt wurde im Rahmen eines industriellen Gemeinschaftsforschungsprogramms (ZÜbReNe Nr. 01188222/1) durchgeführt. Es wurde durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) über den Projektträger Jülich (PtJ) auf der Grundlage eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Funding Open Access funding enabled and organized by Projekt DEAL.

Open Access Dieser Artikel wird unter der Creative Commons Namensnennung 4.0 International Lizenz veröffentlicht, welche die Nutzung, Vervielfältigung, Bearbeitung, Verbreitung und Wiedergabe in jeglichem Medium und Format erlaubt, sofern Sie den/die ursprünglichen Autor(en) und die Quelle ordnungsgemäß nennen, einen Link zur Creative Commons Lizenz beifügen und angeben, ob Änderungen vorgenommen wurden.

Die in diesem Artikel enthaltenen Bilder und sonstiges Drittmaterial unterliegen ebenfalls der genannten Creative Commons Lizenz, sofern sich aus der Abbildungslegende nichts

anderes ergibt. Sofern das betreffende Material nicht unter der genannten Creative Commons Lizenz steht und die betreffende Handlung nicht nach gesetzlichen Vorschriften erlaubt ist, ist für die oben aufgeführten Weiterverwendungen des Materials die Einwilligung des jeweiligen Rechteinhabers einzuholen.

Weitere Details zur Lizenz entnehmen Sie bitte der Lizenzinformation auf <http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.de>.

Literatur

1. Lapworth J, Picher P, Channet J et al (2016) CIGRÉ brochure 659: transformer thermal modelling. CIGRÉ working group A2.38, tech. Rep
2. International Electrotechnical Commission (2016) IEC 60076-7: power transformers-part 7: loading guide for oil immersed power transformers
3. American National Standard (2011) IEEE C57.91: IEEE guide for loading mineral-oil-immersed transformers
4. ZÜbReNe, „enargus.de“. <https://www.enargus.de/pub/bscw.cgi/?op=enargus.eps2&q=%2201188222/1%22&v=10&id=1236487>. Zugegriffen: 30. Juli 2021
5. Lesieutre B, Hagman W, Kirtley JJ (1997) An improved transformer top oil temperature model for use in an on-line monitoring and diagnostic system. IEEE Trans Power Deliv 12(1):249–256
6. Susa D, Lehtonen M (2006) Dynamic thermal modeling of power transformers: further development—part I. IEEE Trans Power Deliv 21(4):1961–1970
7. Swift G, Molinski T, Lehn W (2001) A fundamental approach to transformer thermal modeling. I. Theory and equivalent circuit. IEEE Trans Power Deliv 16(2):171–175
8. Swift G, Molinski T, Bray R, Menzies R (2001) A fundamental approach to transformer. II. Field verification. IEEE Trans Power Deliv 16(2):176–180
9. Djamali M (2018) Thermal monitoring of power transformers. Sierke,
10. He Q, Si J, Tylavsky D (2000) Prediction of top-oil temperature for transformers using neural networks. IEEE Trans Power Deliv 15(4):1133–1139
11. Tenbohlen S, Breuer C, Devaux F, Lebreton R, Schmidt N, Stirl T (2016) Evaluation of the thermal performance of transformer windings by numerical investigations and measurements. In: CIGRÉ 2016 Paris
12. Zhang X, Wang ZD, Liu Q (2018) Interpretation of Hotspot factor for transformers in OD cooling modes. IEEE Trans Power Deliv 33(3):1071–1080
13. Taghikhani Z, Taghikhani MA, Gharehpetian GB (2021) Mineral oil-based CuO nanofluid-immersed transformers analysis concerning the efficacy of nanocrystalline alloy core in reduction of losses and HST. J Magn Magn Mater 537:168–184
14. Tenbohlen S, Schmidt N, Breuer C, Khandan S, Lebreton R (2017) Investigation of thermal behavior of an oil directed cooled transformer winding. IEEE Trans Power Deliv 33(3):1091–1098
15. Khandan S, Tenbohlen S (2019) Investigation of operational and design parameters affecting the thermal behavior of disc-type winding. In: ISH Budapest
16. Tenbohlen S, Djamali M (2015) A dynamic top-oil temperature model for online assessment of overload capability of power transformers. In: CIGRÉ SCA2 Colloquium Shanghai
17. Karasai K, Kerenyi D, Kiss L (1987) Large power transformers. Elsevier,

18. IEC 60354: Loading Guide for Oil Immersed Power Transformers, International Electrotechnical Commission, 1991

Saeed Khandan, erwarb den M.Sc. in Wärmeübertragung und Strömungsmechanik im Iran und promovierte derzeit im Bereich Maschinenbau. Seit 2016 arbeitet er als Forscher und Assistent am Institut für Energieübertragung und Hochspannungstechnik an der Universität Stuttgart. Sein Hauptforschungsinteresse gilt dem Kühlungsverhalten von Leistungstransformatoren.

Malte Gerber, erlangte seinen M. Sc. in Nachhaltiger Elektrischer Energieversorgung an der Universität Stuttgart und promovierte an eben dieser derzeit im Bereich Elektrotechnik. Seit 2019 arbeitet er bei der BSS Hochspannungstechnik GmbH im Bereich Teilentladungs- und Power Quality Monitoring und ist seit 2020 in Teilzeit als Assistent am Institut für Energieübertragung und Hochspannungstechnik angestellt. Sein Hauptforschungsgebiet ist die

Überlastbarkeit und das thermische Monitoring von Leistungstransformatoren.

Stefan Tenbohlen, studierte an der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule in Aachen die Fachrichtung Allgemeine Elektrotechnik und promovierte 1997 am Lehrstuhl der Allgemeinen Elektrotechnik und Hochspannungstechnik über die Entladungsentwicklung in gasisolierten Schaltanlagen. Von 1997 bis 2004 war Professor Tenbohlen Mitarbeiter der ALSTOM Schorch Transformatoren GmbH, Mönchengladbach. Er übernahm

1997 die Leitung der Abteilung Produktentwicklung. In dieser Funktion beschäftigte er sich zum einen mit dem Aufbau von online Monitoringsystemen und zum anderen mit der Grundlagenentwicklung des Leistungstransformators. Von 2002 bis 2004 war er verantwortlich für die Bereiche Berechnung und Konstruktion von Leistungstransformatoren. Im Jahr 2004 wurde er auf eine Professur und als Leiter des Instituts für Energieübertragung und Hochspannungstechnik der Universität Stuttgart berufen. Seine Hauptforschungsgebiete sind Hochspannungstechnik, Energieübertragung und elektromagnetische Verträglichkeit. Dr. Tenbohlen ist Mitglied der CIGRE SCA2 (Leistungstransformatoren), mehrerer internationaler Arbeitsgruppen und Vorsitzender der Deutschen Gesellschaft für Energietechnik VDE-ETG FB Q2 (Werkstoffe, elektrische Isolierungen und Diagnose).