

Skalierung von kontinuierlichen PEF-Prozessen mit Hilfe von dimensionslosen Kennzahlen und numerischer Strömungsmechanik (CFD)

Justus Knappert (corresponding author)¹, Felix Schottroff², Claudia Siemer³, Cornelia Rauh¹

1: Technische Universität Berlin, Institut für Lebensmitteltechnologie und -chemie, Fachgebiet für Lebensmittelbiotechnologie und -prozessentechnik

2: BOKU University, Institut für Lebensmitteltechnologie

3: Elea Technology GmbH

Email: justus.knappert@tu-berlin.de

Zusammenfassung:

Gepulste elektrische Felder (engl. Pulsed electric fields, PEF) werden bereits in der Lebensmittelindustrie für die kontinuierliche Behandlung von flüssigen Lebensmitteln eingesetzt, um z.B. Mikroorganismen zu inaktivieren oder den Stoffaustausch wertvoller Metaboliten zu verbessern. Die so genannte kollineare Anordnung von Hochspannung- und Erdungselektroden mit geeigneten Isolatoren hat sich als vorteilhaft erwiesen. Mit dieser Anordnung lassen sich hohe Feldstärken bei relativ geringer Leistung und Stromstärke erzeugen. Die Skalierung stellt jedoch eine Herausforderung dar, da die Verteilung des elektrischen Feldes von der Geometrie des Isolators abhängt. Die Implementierung von sicheren Prozessen ist somit eine Herausforderung, die mit einem hohen experimentellen Aufwand verbunden ist. Die hier vorgestellte Arbeit schließt die beschriebenen Wissenslücken mit folgendem Ansatz: Basierend auf den für die CFD-Simulation zugrundeliegenden Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls, Energie und freie Ladungsträger wurden dimensionslose Kennzahlen hergeleitet. Diese Kennzahlen sind die bekannten Reynolds- und Prandtl-Zahlen sowie ein bisher nicht beschriebener Faktor, welcher den Quellterm durch Joule'sche Erwärmung der Energiegleichung skaliert. CFD-Simulationen wurden für fünf verschiedene Behandlungskammern mit unterschiedlicher Größenordnung und je 5 verschiedenen Isolatorgeometrien durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass der spezifische Energieeintrag durch den neu definierten Faktor adäquat beschrieben werden kann ($R^2=0,983$). Mit dem so ermittelten Energieeintrag kann auch die mittlere Feldstärke durch ein einfaches Potenzgesetz berechnet werden ($R^2=0,9755$). Dazu sind nur bekannte Größen wie angelegte Spannung, Geometrie der Behandlungskammer und Stoffgrößen bei bekannter Temperatur nötig. Dies ermöglicht es, sichere Parameterräume einzugrenzen, wodurch die Anzahl an Experimenten zur Implementierung eines sicheren Prozesses signifikant reduziert werden kann.

Einleitung:

Gepulste elektrische Felder (engl. Pulsed electric fields, PEF) werden bereits in der Lebensmittelindustrie für die kontinuierliche Behandlung von flüssigen Lebensmitteln eingesetzt, um z.B. Mikroorganismen zu inaktivieren oder den Stoffaustausch wertvoller Metaboliten zu verbessern. Die wesentlichen Prozessparameter, die für den Erfolg der Behandlung entscheidend sind, sind dabei die elektrische Feldstärke [V/m] und der spezifische elektrische Energieeintrag (kJ/kg). Die so genannte kollineare Anordnung von Hochspannung- und Erdungselektroden mit geeigneten Isolatoren hat sich als vorteilhaft erwiesen. Mit dieser Anordnung lassen sich hohe Feldstärken bei relativ geringer Leistung und Stromstärke erzeugen.

Die Skalierung stellt jedoch eine Herausforderung dar, da die Verteilung des elektrischen Feldes von der Geometrie des Isolators abhängt. Außerdem ändern sich mit der Geometrie auch Geschwindigkeitsfelder, was wiederum die Temperaturverteilung beeinflusst, wodurch der Effekt auf das elektrische Feld weiter verstärkt wird. Bestehende Modelle können die wichtigsten Behandlungsparameter, den spezifischen Energieeintrag w_{spec} und die mittlere Feldstärke für verschiedene Geometrien der Behandlungskammer nicht vorhersagen, was die Prozessoptimierung erschwert. Diese Wissenslücke führt dazu, dass PEF nur sehr zögerlich in der Industrie eingesetzt wird, da sehr viel experimentelles Vorwissen notwendig ist, um sichere Prozesse zu implementieren.

Eine Möglichkeit, experimentelle Arbeit zu reduzieren ist die numerische Strömungsmechanik, auch CFD – Simulationen (engl. Computational Fluid Dynamics). Diese wurden bereits mehrfach in der Literatur beschrieben, um lokale Feldverteilungen in der PEF-Behandlungskammer zu untersuchen. Systematische Untersuchungen zum Einfluss der Geometrie der Behandlungskammer auf die Feldverteilungen und den elektrischen Energieeintrag wurden bisher noch nicht durchgeführt. Ein systematischer Ansatz zur Skalierung von PEF-Prozessen wurde bis heute auch nicht veröffentlicht.

Die hier vorgestellte Arbeit schließt die beschriebenen Wissenslücken mit folgendem Ansatz: Basierend auf den für die CFD-Simulation zugrundeliegenden Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls, Energie und freie Ladungsträger sollen dimensionslose Kennzahlen hergeleitet werden. Begleitend wurden CFD-Simulationen für die PEF Behandlung durchgeführt. Dazu wurden 5 verschiedene Behandlungskammern mit unterschiedlichen Rohrendurchmessern (DN1, DN3, DN5, DN7 und DN10) sowie je 5 verschiedenen Verhältnissen der Länge und des Innendurchmessers ($L/D=0.5, 0.8, 1, 1.2, 1.5$) in einem für die PEF Behandlung relevanten Parameterraum simuliert. Der so erhaltene Datensatz wurde verwendet, um mögliche Zusammenhänge zwischen den hergeleiteten dimensionslosen Kennzahlen und dem spezifischen Energieeintrag und der mittleren Feldstärke zu ermitteln.

Methoden und Theorie

Numerisches Model

Die numerische Berechnung der gepulsten elektrischen Felder basiert auf den Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls, Energie und Ladung. Das Model wurde bereits mehrfach in Publikationen verwendet und validiert [1–5]. Im vorliegenden Fall wurden ausschließlich stationäre Problemstellungen betrachtet, wodurch die zeitliche Ableitung in den Transportgleichungen entfällt. Die Erhaltungsgleichung für Masse (Kontinuitätsgleichung) reduziert sich dadurch zu:

$$\nabla\rho(T)\mathbf{U} = 0 \quad (1)$$

Dabei entspricht \mathbf{U} dem Geschwindigkeitsvektor des Fluids und ρ dessen Dichte da. T entspricht der Temperatur. Die Impulserhaltungsgleichung entspricht der Navier-Stokes-Gleichung:

$$\rho(T)\nabla\mathbf{U}\mathbf{U}^T = -\nabla p + \nabla\eta(T)(\nabla\mathbf{U} + \nabla\mathbf{U}^T) \quad (2)$$

Dabei ist p der statische Druck und η die dynamische Viskosität des Fluides. Da bei dem vorliegenden Fluid (Wasser) von Inkompressibilität ausgegangen werden kann, kann die innere Energie des Systems alleine durch die thermische Energie beschrieben werden:

$$c_p(T)\nabla\rho(T)\mathbf{U}T = \nabla\lambda\nabla T + \Pi_e \quad (3)$$

Hier ist c_p die Wärmekapazität, T die Temperatur und λ die thermische Leitfähigkeit. Π_e ist ein Quellterm, welcher im Fall der PEF- Behandlung die Erhöhung der inneren Energie durch die joul'sche Erwärmung beschreibt. Für die PEF-Behandlung ist es charakteristisch, dass die Pulse nur auf sehr kurzen Zeitskalen, für die Dauer eines Pulses τ (Pulsbreite, μs) aktiv sind. Daher muss der Quellterm durch einen Faktor korrigiert werden, der die aktive Zeit des elektrischen Feldes beschreibt. Dieser ergibt sich aus der Pulsbreite und der Pulswiederholungsrate f . Der Quelltherm aus Gleichung (3) kann also folgendermaßen ausgedrückt werden:

$$\Pi_e = \tau f \sigma(T) E^2 \quad (4)$$

Dabei ist σ die elektrische Leitfähigkeit des Fluides und E die lokale, elektrische Feldstärke. Um diese zu berechnen, wird eine weitere Erhaltungsgleichung für die elektrischen Ladungsträger benötigt. Unter den Annahmen der Elektrostatik, der Ladungserhaltung und dem Ohm'schen Gesetz reduziert sich diese zur Laplace-Gleichung für das elektrische Potential Φ :

$$\nabla(\sigma\nabla\Phi) = 0 \quad (5)$$

Durch Lösung von Gleichung (5) mit Hilfe von geeigneten Randbedingungen kann das elektrische Feld als Gradient des elektrischen Potentials berechnet werden:

$$E = -\nabla\Phi \quad (6)$$

Die thermischen Abhängigkeiten der in den Gleichungen (1)- (6) verwendeten Stoffeigenschaften wurden mit Hilfe von empirischen Gleichungen in der Simulation berücksichtigt. Diese sind in Tabelle 1 aufgeführt.

Tabelle 1: Gleichungen zur Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der in der Simulation verwendeten Stoffeigenschaften. Das Indices C steht für Celsius.

Eigenschaft	Symbol	Gleichung
Dichte	ρ [$kg\ m^{-3}$]	$1000,22 + 1.0205 \cdot 10^{-2} \cdot T_c - 5,8149 \cdot 10^{-3} \cdot T_c^2 + 1,496 \cdot 10^{-5} \cdot T_c^3$
Wärmekapazität	c_p [$kJ\ kg^{-1}K^{-1}$]	$4176,2 - 0,0909 \cdot T_c + 5.4731 \cdot 10^{-3} \cdot T_c^2$
Temperaturleitfähigkeit	λ [$W\ m^{-1}K^{-1}$]	$0,57109 + 1.7625 \cdot 10^{-3} \cdot T_c - 6,7036 \cdot 10^{-6} \cdot T_c^2$
Dynamische Viskosität	η [$kg\ m^{-1}s^{-1}$]	$2,414 \cdot 10^{-5} \cdot 10^{\left(\frac{247,8 [K]}{T_k - 140 [K]}\right)}$
Elektrische Leitfähigkeit	σ [$S\ m^{-1}$]	$0,061218 \cdot T_c + 1,427036$

Domain und Gittergenerierung

Zur Simulation des oben beschriebenen Modells und zur Ermittlung von Skaleneffekten wurde eine PEF-Behandlungskammer mit einer colinearen Anordnung der Elektroden und Isolatoren in fünf verschiedenen Maßstäben simuliert. Dabei wurde eine Behandlungszelle mit einem Innenrohrdurchmesser am Inlet (D_i) und einem Durchmesser zu Längenverhältnis (L/D) von 10 mm (DN10) bzw. 1 als Ausgangsgröße verwendet (siehe Abbildung 1). Diese wurde zusätzlich auf einen Innendurchmesser D_i von 1, 3, 5 und 7 mm (DN1, DN3, DN5 und DN7) skaliert. Außerdem wurde das L/D-Verhältnis zusätzlich zwischen 0.5, 0.8, 1.2 und 1.5 variiert. Alle weiteren Größen und Längenverhältnisse wurden konstant gehalten. Insbesondere wurde das Verhältnis vom Innendurchmesser der Elektroden zu den Isolatoren auf 1,33 festgelegt. Dieses Verhältnis wurde bereits mit Hilfe von CFD-Simulationen als optimal für die Feldstärke und die Feldverteilung beschrieben [2]. Insgesamt wurden in der Summe 25 Geometrien simuliert. Die Domain setzt sich aus einer Fluidomain und drei Elektroden aus Edelstahl, sowie zwei Isolatoren zusammen. Die Elektroden wurden als Festkörper angenommen, während die Isolatoren und die Wand am Inlet bzw. Outlet über geeignete Randbedingungen implementiert wurden. Die Domain wurde automatisch mit tetraedrischen Netzelementen mit Hilfe der Software Ansys Meshing diskretisiert. Der Bereich an der Wand der Domain wurde durch Prismenschichten verfeinert da hier aufgrund der Wandhaftbedingung ein großer Gradient im Geschwindigkeitsfeld zu erwarten ist. Eine Gitterstudie mit 5 verschiedenen Netzen wurde durchgeführt, in der die Auswirkung der Elementgröße auf die Strömungs- und Temperaturfelder untersucht wurde. Das endgültige Netz (siehe Abbildung 1) wurde so gewählt, dass die Abweichung aller relevanter Größen weniger als 3 %, bezogen auf die Werte auf dem feinsten Gitter, entsprach. Die so gefundenen Einstellungsparameter wurden mit dem Skalierungsfaktor (0.1, 0.3, 0.5, 0.7) auf die anderen Maßstäbe übertragen.

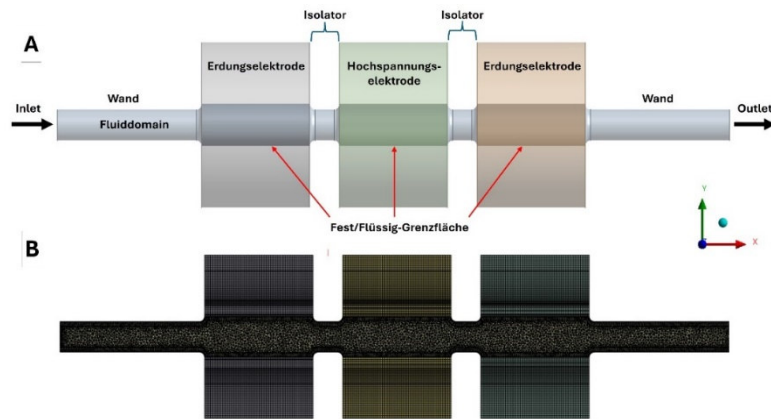


Abbildung 1: Beispielhafte Darstellung der verwendeten Simulations-Domain. A: Geometrie mit den angenommenen Grenzen (Boundaries). Die Elektroden wurden dabei als Festkörper aus Edelstahl berücksichtigt. Wände am Inlet, Outlet und den Isolatoren wurden über geeignete Randbedingungen implementiert. B: verwendetes Rechengitter mit Verfeinerung an den Wänden (Prismenschicht).

Randbedingungen

Zur Lösung der zuvor beschriebenen Transportgleichungen wurden Randbedingungen angenommen, die in Tabelle 2 aufgeführt sind. An der Hochspannungselektrode wurde mit Φ_0 die angelegte Spannung variiert. Am Inlet mit U_{inlet} die Eingangsgeschwindigkeit. Die Parameter wurden so eingestellt, dass das Verhältnis der angelegten Spannung zum Abstand der Elektroden bei allen untersuchten Skalen in einem prozessrelevanten Bereich zwischen 5 und 2,5 Millionen Volt/Meter lag. Die Eingangsgeschwindigkeit wurde so verändert, dass die Reynoldszahl für alle untersuchten Behandlungskammern zwischen 200 und 2300 lag. Daraus resultieren spezifische Energieeinträge von 0,7-200 kJ/kg. Die Eingangstemperatur (T_0) wurde bei allen Simulationen auf 293 K festgesetzt. Die Simulation wurden mit Hilfe der Software Ansys und dem CFD-Solver Ansys CFX durchgeführt.

Tabelle 2: Verwendete Randbedingungen zur Lösung der Transportgleichungen

Location	Elektrisches Feld	Massen- und Impulstransport	Energie
Inlet	$\nabla\Phi = 0$	U_{inlet}	$T = T_0$
Erdungselektroden	$\Phi = 0$	$u_{wall} = 0$	$q_{wall} = 0$
Isolatoren	$\nabla\Phi = 0$	$u_{wall} = 0$	$q_{wall} = 0$
Hochspannungselektrode	$\Phi = \Phi_0$	$u_{wall} = 0$	$q_{wall} = 0$
Wand	$\nabla\Phi = 0$	$u_{wall} = 0$	$q_{wall} = 0$
Grenzfläche	Conservative Interface Flux	-	Conservative Interface Flux
Outlet	$\nabla\Phi = 0$	$p_{stat} = p_{spec}$	$\nabla T = 0$

Herleitung der dimensionslosen Kennzahlen zur Beschreibung des PEF-Prozesses

Zur Herleitung der dimensionslosen Kennzahlen zur Beschreibung des PEF-Prozesses wurden alle in den Gleichungen (1)-(6) auftretenden Größen durch eine dimensionslose Form ersetzt. Da sich aus der Kontinuitätsgleichung (1) und der Gleichung für das elektrische Feld (6) keine dimensionslosen Vorfaktoren ergeben (diese können einfach durch sich selbst geteilt und somit gekürzt werden), werden im weiteren nur die Impulsgleichung (2) und die Energiegleichung (3) betrachtet. Die in diesen Gleichungen entdimensionalisierten Größen sind in Tabelle 3 aufgeführt.

Tabelle 3: Verwendete dimensionslose Ausdrücke zur entdimensionalisierung der Transportgleichungen für thermische Energie und Impuls

Größe	Dimensionsloser Ausdruck	Größe	Dimensionsloser Ausdruck
Dichte	$\rho^* = \frac{\rho}{\rho_0}$	Temperatur	$T^* = \frac{T}{T_0}$
Geschwindigkeit	$U^* = \frac{U}{U_0}$	Wärmeleitfähigkeit	$\lambda^* = \frac{\lambda}{\lambda_0}$
Nabla-Operator	$\nabla^* = \frac{\nabla}{l_0}$	Pulsbreite	$\tau^* = \frac{\tau}{\tau_0}$
Druck	$p^* = \frac{p}{\rho_0 U_0^2}$	Pulswiederholungsrate	$f^* = \frac{f}{f_0}$
Dynamische Viskosität	$\eta^* = \frac{\eta}{\eta_0}$	Elektrische Leitfähigkeit	$\sigma^* = \frac{\sigma}{\sigma_0}$
Wärmekapazität	$c_p^* = \frac{c_p}{c_{p,0}}$	Elektrische Feldstärke	$E^* = \frac{E}{E_0} = \frac{El_0}{\Phi_0}$

Für die Impulserhaltungsgleichung (2) ergibt sich dadurch folgender Ausdruck:

$$\rho^* v^* \nabla^* U^* = \nabla^* p^* + \frac{\eta_0}{l_0 U_0 \rho_0} \eta^* \Delta^* U^* \quad (7)$$

Die Größe l_0 entspricht hier dem Innendurchmesser im Isolator. Der Faktor vor dem dimensionslosen Ausdruck für den diffusiven Impulstransport entspricht somit dem Kehrwert der Reynoldszahl. Somit kann die Impulserhaltungsgleichung auch wie folgt ausgedrückt werden:

$$\rho^* v^* \nabla^* U^* = \nabla^* p^* + \frac{1}{Re} \eta^* \Delta^* U^* \quad (8)$$

Bei analogem Vorgehen für die Energiegleichung ergibt sich folgender Ausdruck:

$$\nabla^* (c_p^* \rho^* v^* T^*) - \frac{\lambda_0}{l_0 v_0 c_{p,0} \rho_0} \nabla^{*2} (\lambda^* T^*) = \frac{\tau_0 f_0 \sigma_0 U_0^2}{l_0 U_0 c_{p,0} \rho_0 T_0} (\sigma^* \tau^* f^* E^{*2}) \quad (9)$$

Der erste Faktor vor dem dimensionslosen Ausdruck für den diffusiven Wärmetransport entspricht dem Kehrwert der bekannten Pecletzahl. Der Faktor vor dem dimensionslosen Quellterm durch die Joule'sche Erwärmung ist bisher nicht beschrieben worden und soll im Weiteren als F_E bezeichnet werden. Die dimensionslose Energiegleichung kann somit auch folgendermaßen geschrieben werden:

$$\nabla^* (c_p^* \rho^* v^* T^*) - \frac{1}{Pe} \nabla^{*2} (\lambda^* T^*) = F_E (\sigma^* \tau^* f^* E^{*2}) \quad (10)$$

Die entdimensionierung der Transportgleichungen hat somit drei dimensionslose Kennzahlen ergeben: Die Reynoldszahl, die Pecletzahl und der Faktor F_E . Im Folgenden soll anhand der durchgeführten Simulation ermittelt werden, inwieweit sich die wesentlichen Prozessparameter spezifischer elektrischer Energieeintrag und mittlere elektrische Feldstärke mit den ermittelten

dimensionslosen Kennzahlen beschreiben lassen. Abschließend soll ein kurzer Ausblick auf geplante Validierungsexperimente gegeben werden.

Ergebnisse

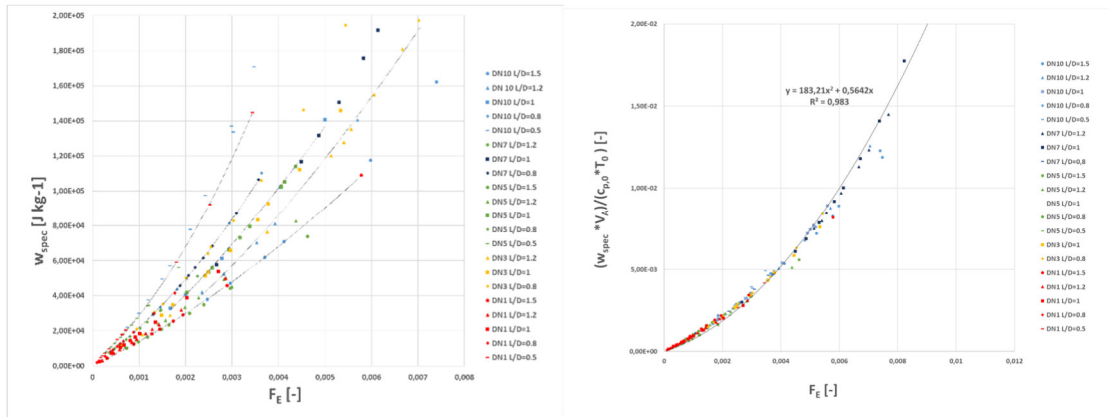


Abbildung 2: Links: Spezifischer Energieeintrag w_{spec} [J/kg] in Abhängigkeit des ermittelten dimensionslosen Faktors F_E . Rechts: Entdimensionierter spezifischer Energieeintrag [-] in Abhängigkeit des ermittelten dimensionslosen Faktors F_E . Die zur Entdimensionierung verwendeten Größen sind die Temperatur am Inlet (T_0), die spezifische Wärmekapazität ($c_{p,0}$) bei dieser Temperatur und das aktive Volumen V_A . Dieses berechnet sich als Quotient aus dem Volumen der Isolatoren und dem Gesamtvolumen der Behandlungszelle.

Abbildung 2 zeigt den spezifischen elektrischen Energieeintrag w_{spec} als Funktion des aus den Transportgleichung hergeleiteten dimensionslosen Faktors F_E . Der spezifische Energieeintrag wurde mit Hilfe der Software Ansys post wie folgt berechnet:

$$w_{spec} = \frac{\tau f}{\rho_0 U_0 A_0} \int_V \sigma(T) E^2 dV \quad (11)$$

A_0 entspricht hier dem Querschnitt am Inlet der Behandlungskammer. Das Volumen V über welches integriert wird entspricht dem Gesamtvolumen der simulierten Behandlungskammer. Da die lokalen Größen der elektrische Leitfähigkeit $\sigma(T)$ und des elektrischen Feldes E in der Realität nicht ermittelt werden können, ist die Anwendung von Gleichung (11) zur Berechnung des spezifischen Energieeintrags nicht möglich. Dies erschwert die Vorhersage des Behandlungserfolges bei gegebenen Parametern. Die linke Auftragung von Abbildung 2 zeigt bereits, dass sich der spezifische Energieeintrag unabhängig der Dimension der Behandlungskammer beschreiben lässt. Bei gleichem L/D-Verhältnis lassen sich die Daten unabhängig von der Größe der Behandlungskammer gut mit einem einfachen, polynomischen Model 2. Grades beschreiben. Somit kann geschlussfolgert werden, dass sich die Varianz zu einem großen Teil durch die Abmessung der verwendeten Isolatoren erklären lässt. Da sich das elektrische Feld innerhalb dieser Isolatoren aufbaut ist diese Annahme schlüssig. Um das Volumen der Isolatoren zu berücksichtigen wurde der Term des aktiven Volumens V_A eingeführt. Dieses berechnet sich als Quotient aus dem Gesamtvolumen der Isolatoren und dem Gesamtvolumen der Behandlungskammer:

$$V_A = \frac{V_{Isolator\ 1} + V_{Isolator\ 2}}{V_{Behandlungskammer}} \quad (12)$$

Zur entdimensionierung des spezifischen Energieeintrags wurden die Wärmekapazität $c_{p,0}$ (bei $T = T_0$) und die Inlettemperatur T_0 verwendet. Die rechte Auftragung von Abbildung 2 zeigt, dass durch die Berücksichtigung des aktiven Volumens die Varianz in dem Datensatz weitestgehend verschwindet. Der spezifische elektrische Energieeintrag kann somit über

folgenden Zusammenhang, ausschließlich mit Hilfe von bekannten Größen, berechnet werden ($R^2 = 0,98$):

$$w_{spec} = \frac{c_{p,0} T_0}{V_A} (183,21 \cdot F_E^2 + 0,5642 \cdot F_E) \quad (13)$$

Abbildung 3 zeigt die Contourplots für das elektrische Feld, das Geschwindigkeitsfeld und das Temperaturfeld, beispielhaft für die Behandlungskammer mit einem Innendurchmesser 10 mm (DN10) und einem L/D-Verhältnis von 1. Die Reynoldszahl und damit der spezifische Energieeintrag wurde über die Eintrittsgeschwindigkeit U_0 variiert. Angelegte Spannung Φ_0 und Pulswiederholungsrate f wurden konstant gehalten. Es ist zu erkennen, dass die Variation der Strömungsgeschwindigkeit einen Einfluss auf die Feldverteilung im Isolator hat. Der Plot der Feldstärke verdeutlicht, dass die Spitzen der Feldstärke am Übergang zwischen Isolator und Erdungselektrode (links vom Plot) stärker ausgeprägt sind, wenn die Strömungsgeschwindigkeit niedrig ist. Dies kann damit erklärt werden, dass der konvektive Wärmetransport in diesem Fall niedriger ist. Dadurch entwickeln sich in diesem Falle höhere Temperaturen in der Behandlungszone. Dadurch steigt vor allem am Übergang von Isolator zur Elektrode der Stromfluss stärker an. Da mit ansteigender Temperatur der Widerstand sinkt, muss nach dem Ohm'schen Gesetz der Stromfluss steigen. Folglich muss die Spannung (elektrisches Potential) an dieser Stelle schneller abfallen. Deshalb ist der Gradient des Potentials in diesem Fall größer. Da sich die Feldstärke aus diesem Gradienten berechnet (vgl. Gleichung (6)) steigt diese an den Übergangsbereichen im Falle größerer Temperaturen an.

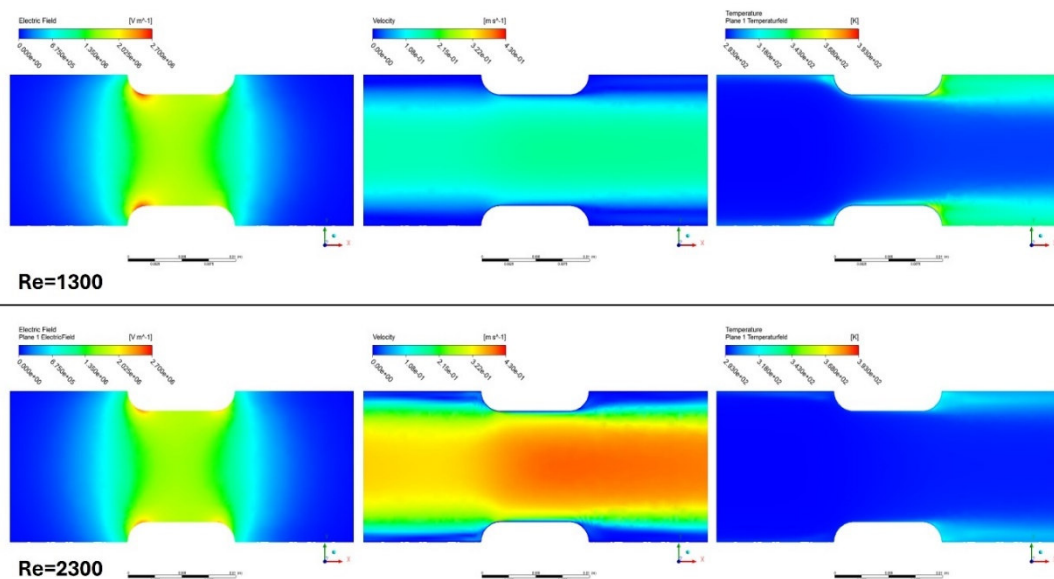


Abbildung 3: Contourplots für das elektrische Feld (links), das Geschwindigkeitsfeld (Mitte) und das Temperaturfeld (rechts) für zwei verschiedene Reynoldszahlen (1300, oben bzw. 2300, unten). Die Plots zeigen einen Ausschnitt aus der Verengung im Isolator für die DN10 Behandlungszelle mit einem L/D Verhältnis von 1. Angelegte Spannung $\Phi_0 = 22222 \text{ V}$, Pulswiederholungsrate $f = 150 \text{ Hz}$ und Inletgeschwindigkeit $U_0 = 0,124 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ (oben) bzw. $0,25 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ (unten).

Die in Abbildung 3 gezeigten Plots verdeutlichen den Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit auf die elektrische Feldstärke. Auch, wenn der Einfluss auf die Feldstärke nur gering ist, wird klar, dass dies bei der Beschreibung der mittleren Feldstärke neben der angelegten Spannung zur Berechnung der mittleren Feldstärke berücksichtigt werden muss (vgl. (11)). Abbildung 4 zeigt die mittlere Feldstärke als Funktion des aus den Transportgleichung hergeleiteten dimensionslosen Faktors F_E . Im linken Plot ist erkennbar, dass der Datensatz einer großen Streuung unterliegt. Man kann erkennen, dass ein Teil der Daten für eine Behandlungskammer

mit F_E stark ansteigt, während ein anderer Teil geringer davon betroffen ist (aufgrund der Skalierung nahezu waagrecht). Der erste Teil der Daten wurde durch Variation der angelegten Spannung erzeugt, während der zweite Teil durch die Variation der Eingangsgeschwindigkeit erzeugt wurde. Beide Größen, also angelegte Spannung und Eingangsgeschwindigkeit, sind in der hergeleiteten Gleichung für den spezifischen Energieeintrag in Form des Faktors F_E berücksichtigt. Auch hier müssen das aktive Volumen V_A und das L/D-Verhältnis verwendet werden, um die Geometrie der Behandlungskammer zu berücksichtigen. Entdimensioniert man den Ausdruck mit der angelegten Spannung (Φ_0), der spezifischen Wärmekapazität ($c_{p,0}$) der Inlettemperatur T_0 und der Länge des Isolators l_0 erhält man einen Ausdruck, mit dessen Hilfe man die mittlere Feldstärke E_{ave} als Funktion von F_E mit einem einfachen Potenzgesetz beschreiben kann (vgl. Abbildung 4, rechts). Dieser Ausdruck ist unabhängig davon, ob die Feldstärke durch die angelegte Spannung oder die Strömungsgeschwindigkeit variiert wurde. Weiterhin haben Dimension der Behandlungskammer und die Geometrie der Isolatoren keinen Einfluss.

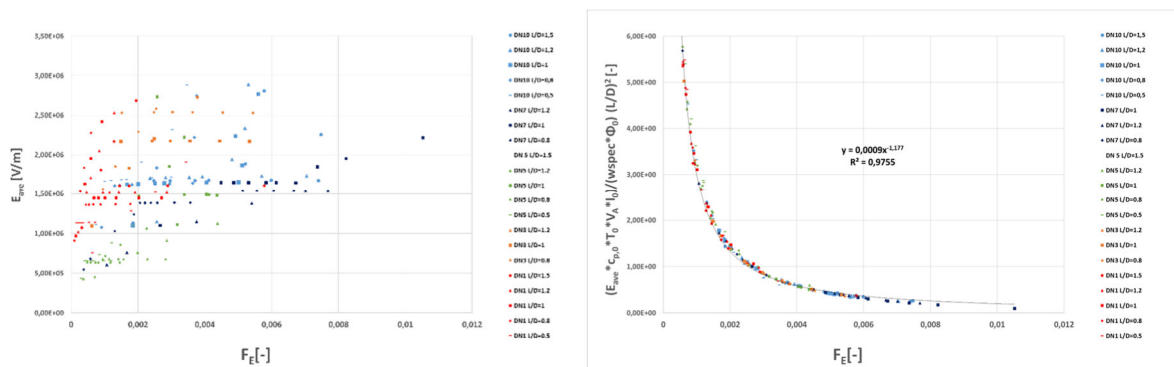


Abbildung 4: Links: Mittlere Feldstärke E_{Ave} [V/m] in Abhängigkeit des ermittelten dimensionslosen Faktors F_E . Rechts: Dimensionslose mittlere Feldstärke in Abhängigkeit des ermittelten dimensionslosen Faktors F_E . Die für die entdimensionierung verwendeten Größen sind die Temperatur am Inlet (T_0), die entsprechende Wärmekapazität (c_p), das aktive Volumen V_A , die Länge der Isolatoren l_0 , der mit Gleichung (13) ermittelte spezifische Energieeintrag, die angelegte Spannung Φ_0 und das L/D Verhältnis des Isolators.

Über den gefundenen Zusammenhang kann die mittlere Feldstärke somit mit folgender Gleichung, ausschließlich über bekannte Größen, berechnet werden ($R^2 = 0,9755$):

$$E_{Ave} = \frac{0,0009 F_E^{-1.177} w_{spec} U_0 \left(\frac{D}{L}\right)^2}{c_{p,0} T_0 V_A l_0} \quad (14)$$

Somit kann die mittlere Feldstärke in einem zweistufigem Berechnungsverfahren bestimmt werden. Zunächst muss der spezifische Energieeintrag bestimmt werden. Anschließend kann die mittlere Feldstärke im Isolator berechnet werden. Dazu sind nur bekannte Größen wie angelegte Spannung, Geometrie der Behandlungskammer und Stoffgrößen bei bekannter Temperatur nötig.

Ausblick Validierung

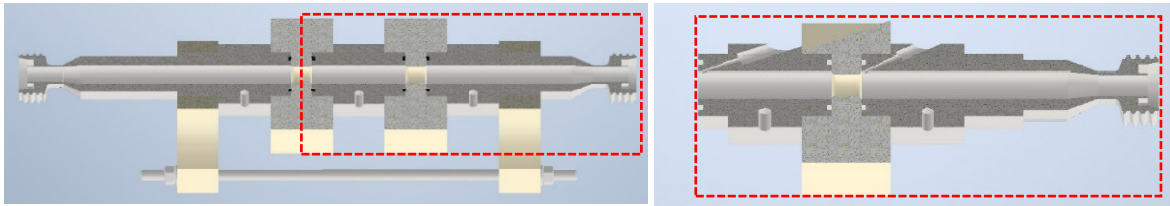


Abbildung 5: Modell der realen DN10 Behandlungskammer. Der hintere Teil der Behandlungskammer (durch den roten gestrichelten Rahmen verdeutlicht) ist austauschbar, wodurch die Verwendung von faseroptischen Temperatursensoren ermöglicht wird. Diese ermöglichen die Messung der lokalen Temperatur im Strömungsfeld direkt hinter den Isolatoren. Die Isolatoren wurden mit L/D -Verhältnissen von 0.5, 1 und 1.5 gefertigt.

Zur Validierung der gezeigten Simulation sind Experimente mit realen Behandlungskammern im Maßstab DN10 und DN1 geplant. Modelle der jeweiligen Kammern sind in Abbildung 5 bzw. Abbildung 6 dargestellt. Für die DN10 Kammer wurden Isolatoren mit einem L/D -Verhältnis von 0.5, 1 und 1.5 gefertigt. Da das kleinste Verhältnis für die DN1 Kammer aus fertigungstechnischen Gründen nicht umsetzbar ist, wurden hier nur die L/D -Verhältnisse 1 und 1.5 gebaut. Die DN10-Kammer ermöglicht außerdem durch geeignete Bohrungen das Einführen von faseroptischen Temperatursensoren im Bereich hinter den Isolatoren. Dadurch kann die lokale Temperatur im Bereich der maximalen Erwärmung im Fluid ermittelt werden. Bei der DN1-Kammer ist eine solche Bohrung aufgrund der Größe nicht möglich. Als alternative wurden hier Bohrungen in die Elektrode gemacht. Dies ermöglicht die Messung der lokalen Temperatur innerhalb der Edelstahl Elektroden.

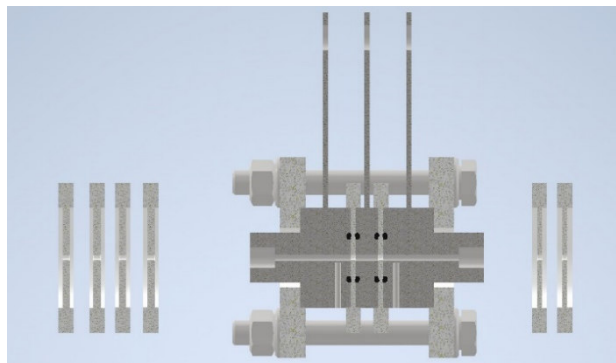


Abbildung 6 Modell der realen DN1 Behandlungskammer. Bohrung in die Elektroden ermöglichen das Einführen von Temperatursensoren zum Messen der Temperatur innerhalb der Edelstahl Elektroden. Die Isolatoren wurden mit L/D -Verhältnissen von 1 und 1,5 gefertigt

Geplante Validierungsgrößen sind die globale Temperaturerhöhung (als Maß für den spezifischen Energieeintrag), der Strom, sowie die bereits beschriebenen lokalen Temperaturen. Der Parameterraum soll dem Parameterraum der Simulationen entsprechen. Außerdem sollen Simulation und Validierungsexperimente um den Parameter einer zweiten Eingangstemperatur erweitert werden.

Fazit

Die gezeigten Ergebnisse bestätigen, dass das gewählte Vorgehen sinnvoll ist. Auf Basis der für die Simulation verwendeten Transportgleichung wurden dimensionslose Kennzahlen ermittelt. Mit Hilfe dieser Kennzahlen, vor allem dem dimensionslosen Faktor F_E , können die wichtigen Prozessgrößen spezifischer Energieeintrag und mittlere Feldstärke einfach berechnet werden. Dies ermöglicht es, sichere Parameterräume einzugrenzen, wodurch die Anzahl an Experimenten zur Implementierung eines sicheren Prozesses signifikant reduziert

werden kann. Zur weiteren Validierung sind jedoch Experimente und die Variation anderer Behandlungsparameter, wie die Eingangstemperatur, notwendig.

Referenzen

- [1] Fiala, A., Wouters, P. C., van den Bosch, E., and Creyghton, Y. L. 2001. Coupled electrical-fluid model of pulsed electric field treatment in a model food system. *Innovative Food Science & Emerging Technologies* 2, 4, 229–238.
- [2] Gerlach, D., Alleborn, N., Baars, A., Delgado, A., Moritz, J., and Knorr, D. 2008. Numerical simulations of pulsed electric fields for food preservation: A review. *Innovative Food Science & Emerging Technologies* 9, 4, 408–417.
- [3] Knappert, J., McHardy, C., and Rauh, C. 2020. Kinetic Modeling and Numerical Simulation as Tools to Scale Microalgae Cell Membrane Permeabilization by Means of Pulsed Electric Fields (PEF) From Lab to Pilot Plants. *Frontiers in bioengineering and biotechnology* 8, 209.
- [4] Schottroff, F., Knappert, J., Eppmann, P., Krottenthaler, A., Horneber, T., McHardy, C., Rauh, C., and Jaeger, H. 2020. Development of a Continuous Pulsed Electric Field (PEF) Vortex-Flow Chamber for Improved Treatment Homogeneity Based on Hydrodynamic Optimization. *Frontiers in bioengineering and biotechnology* 8, 340.
- [5] Wölken, T., Sailer, J., Maldonado-Parra, F. D., Horneber, T., and Rauh, C. 2017. Application of Numerical Simulation Techniques for Modeling Pulsed Electric Field Processing. In *Handbook of Electroporation*, D. Miklavcic, Ed. Springer International Publishing, Cham, 1–31. DOI=10.1007/978-3-319-26779-1_42-1.